

# PERIODICA POLYTECHNICA

**ELECTRICAL ENGINEERING — ELEKTROTECHNIK**

**VOL. 2 \* NO. 1 \* 1958**



---

**POLYTECHNICAL UNIVERSITY  
TECHNISCHE UNIVERSITÄT  
BUDAPEST**

## PERIODICA POLYTECHNICA

Contributions to international technical sciences published by the Polytechnical University, Budapest (Hungary)

Originalbeiträge zur internationalen technischen Wissenschaft, veröffentlicht von der Technischen Universität, Budapest (Ungarn)

## PERIODICA POLYTECHNICA

includes the following series

*Engineering*  
*Electrical Engineering*  
*including Applied Physics*  
*Chemical Engineering*

enthält folgende Serien

*Maschinen- und Bauwesen*  
*Elektrotechnik und angewandte Physik*  
*Chemisches Ingenieurwesen*

The issues of each series appear at quarterly intervals

Einzelnummern der genannten Serien erscheinen vierteljährlich

---

CHAIRMAN OF THE EDITORIAL BOARD — HAUPTSCHRIFTLEITER

**Z. CSÜRÖS**

EDITORIAL BOARD — SCHRIFTLEITUNG

**I. BARTA, O. BENEDIKT, S. BORBÉLY, L. GILLEMOT, P. GOMBÁS, L. HELLER,  
K. P. KOVÁCS, J. PROSZT, G. SCHAY, I. VÖRÖS**

EXECUTIVE EDITOR — SCHRIFTLEITER

**J. KLÁR**

---

*The rate of subscription to a series is \$ 4,00 a year. For subscription or exchange copies please write to*

*Jahresabonnement pro Serie: \$ 4,00. Bestellungen und Anträge für Tauschverbindungen sind zu richten an:*

## PERIODICA POLYTECHNICA

BUDAPEST 62, POSTAFIÓK 440

# SOME PROBLEMS OF THE DIMENSIONING OF ELECTRICAL INSULATION IN INHOMOGENEOUS FIELDS

By

J. EISLER

Institute for Electric Power Plants, Polytechnical University, Budapest

(Received October 2, 1957)

## 1. Introduction

In the practice of electrical insulations very frequently we have to do with more or less inhomogeneous fields. The exact calculation of the field strength or electrical stress in such inhomogeneous fields is more or less complicated in most cases, consequently the common practice is to calculate the stress for the nearly homogeneous parts of the field and then to make corrections for the strongly inhomogeneous parts (edges, voids, etc.). It seems worth while to investigate a few such cases, whether it would be possible to reverse this procedure and to start with the dimensioning on these strongly inhomogeneous parts of the insulation. In the following we will try to investigate the possibilities for such a procedure for the embedded electrode type insulation. The problem of the dimensioning of the bushing type insulation has been dealt with in a former paper [1].

We shall consider an insulation to be of the embedded electrode type if one electrode is in contact with only one kind of insulating material. Fig. 1 shows this type and also the two other types of insulations: the supporting and the bushing type.

It is obvious that practically all fields are inhomogeneous, with exception of the field of two infinite parallel planes in a homogeneous material. It seems, however, useful to divide this wide variety of inhomogeneous fields in two groups. We propose to consider a field inhomogeneous in the first degree if a partial breakdown is not possible in it; therefore in this respect the field is more similar to the homogeneous field in which a partial breakdown is also impossible.

These inhomogeneous fields in which a partial breakdown is possible, which are therefore "more inhomogeneous" belong, according to our proposal, to the second group: they are inhomogeneous in the second degree.

It seems that insulations in air, in oil, etc. in which a partial breakdown could be tolerated for a short time, e. g. due to testing or to overvoltages, are in certain cases to be dimensioned differently from those in which a partial breakdown could not be allowed at all.

It is obvious that we cannot tolerate partial breakdown in a solid material, but this is not always the case in gas-filled voids of a solid material. If a partial

breakdown could be tolerated, then it were possible to carry out the dimensioning in such a way, that at normal operating voltage no partial breakdowns should occur, but at testing or at overvoltages we allow such partial breakdowns in the form of glow discharges.

After all these preparatory considerations we shall now try to investigate our problem in detail. It must be pointed out that we do not propose entirely new principles — the impossibility of such a task is quite obvious. We will only try to demonstrate in a few examples that the known principles could perhaps be used for dimensioning from a somewhat different point of view.

We shall start with the embedded electrode type with only one insulating material.

## 2. Embedded electrode type in homogeneous material

This type of insulation is very frequently applied in gases, less frequently in oil and seldom in solid material.

### 2.1. Air and other gases

Obviously the breakdown voltage of an insulation is always determined by the parts where the stress is maximum. In most cases this occurs on the edges of the electrodes. It is known from the work of Schwaiger [2] and others, that

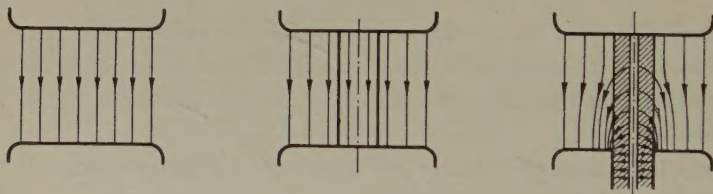


Fig. 1

a) Embedded electrode type, b) Supporting type, c) Bushing type

the edges can be considered in most important practical cases as parts of cylinders. Dreyfus [3] showed by using conformal transformation how the field of the “cylindrically rounded-off edge-plane” electrode arrangement can be calculated.

The ratio  $\frac{E_{\max}}{E}$  as a function of  $\frac{a}{r}$  is shown on Fig. 2. This field is less inhomogeneous than the “cylinder-plane” field (Fig. 3) with the same cylinder radius  $r$  and electrode distance  $a$ . The ratio of  $E_{\max}$  to  $E_{\text{average}} = \frac{U}{a}$  is shown for both cases in Fig. 4. Both these electrode arrangements may be inhomogeneous in the first or in the second degree, depending on the ratio  $\frac{a}{r}$  and on  $r$ .

Table I

Voltages and maximum dielectric stresses of partial ( $U_g$ ;  $E_{gm}$ ) and total breakdown ( $U_b$ ;  $E_{bm}$ ) for cylinder-plane arrangement. (See Fig. 3 and Fig. 5.)

	$r = 0,4 \text{ mm}$		$(2r = 0,8 \text{ mm})$				
$a \text{ cm}$ .....	0,2	0,37	0,45	0,6	0,65	0,75	0,9
$U_g \text{ kV}$ .....	—	—	—	—	7,4	7,8	8,3
$E_{gmax} \text{ kV/cm}$ .....	—	—	—	—	54,5	55	55,5
$U_b \text{ kV}$ .....	4,0	5,5	6,2	7,1	7,8	0,0	10,8
$E_{bmax} \text{ kV/cm}$ .....	50	52	55	56	57,2	62	71

	$r = 1 \text{ mm}$		$(2r = 2 \text{ mm})$				
$a \text{ cm}$ .....	0,3	0,4	0,625	0,67	0,77	1,08	1,3
$U_g \text{ kV}$ .....	—	—	—	—	11,1	12,3	13,2
$E_{gmax} \text{ kV/cm}$ .....	—	—	—	—	46	44	44
$U_b \text{ kV}$ .....	6,0	7,3	8,4	10,1	11,2	12,8	14,8
$E_{bmax} \text{ kV/cm}$ .....	40	40,5	42	43,5	46,5	48	49

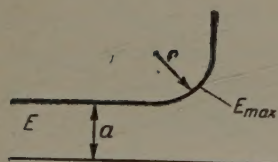


Fig. 2/a

Electrode arrangement

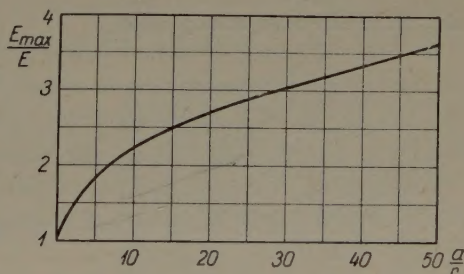


Fig. 2/b

 $\frac{E_{max}}{E}$  as function of  $a/r$ 

Table I shows for the “cylinder-plane” arrangement that for the value of  $r = 0,04 \text{ cm}$  the field is inhomogeneous in the first degree for distances  $a$  smaller than  $0,6 \text{ cm}$ , and for  $r = 0,1 \text{ cm}$  for distances smaller than  $0,7 \text{ cm}$ . If the distances are greater than these values, a partial breakdown will occur, the field is inhomogeneous in the second degree.

It should be here mentioned, that especially if  $r$  is small, of the order of  $10^{-1} \text{ cm}$ , it is worth while taking into consideration, that the breakdown strength of gases (and also of liquids) depends on  $r$ . This can be expressed e. g. for air by the Peek formula (also see our values given in Table I and Fig. 5).

$$E_b = 21 + \frac{7}{\sqrt{r}} \text{ kV/cm.} \quad (1)$$

We shall demonstrate our statement on a few examples.

As is well-known, the maximum field strength for the "cylinder-plane" arrangement can be expressed by

$$E_{\max} = \frac{U}{r \ln \frac{\sqrt{a^2 + 2ar} + a}{\sqrt{a^2 + 2ar} - a}} \sqrt{\frac{a + 2r}{a}} \quad (2)$$

or if  $r \ll a$ , by

$$E_{\max} \approx \frac{U}{r \ln \frac{2(a+r)}{r}} \approx \frac{U}{r \ln \frac{2a}{r}}. \quad (3)$$

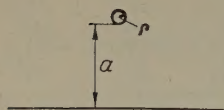


Fig. 3

Cylinder plane electrode arrangement

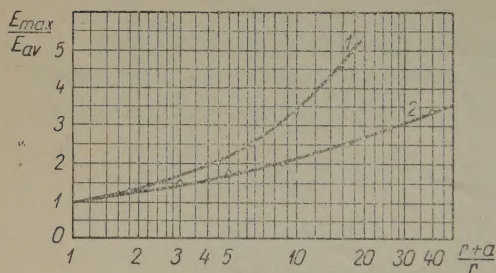


Fig. 4

curve 1  $\frac{E_{\max}}{E_{av}}$  for the electrode arrangement cylinder-plane

curve 2 the same for the electrode arrangement cylindrically rounded off edge-plane

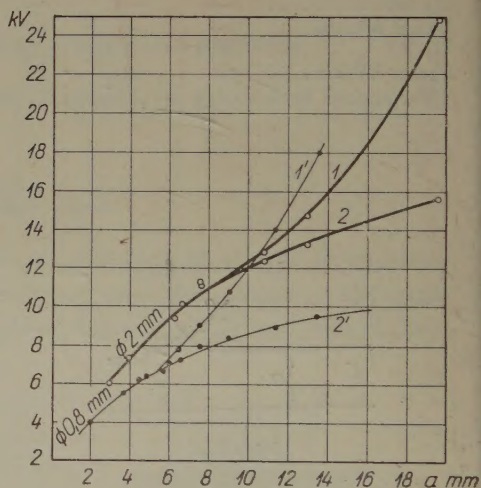


Fig. 5

Voltages for partial (2; 2') and total breakdown (1; 1') as function of  $a$  with  $2r = \varnothing$  as parameter in cylinder-plane arrangement

Obviously, we must dimension in such a way, that  $E_{\max}$  will be smaller than  $E_b$ . If  $E_{\max} = kE_b$ , where  $0 < k < 1$ , then the distance needed is

$$a = \frac{r}{2} e^{\frac{U}{kE_b r}}. \quad (4)$$

From this formula one sees that we get a smaller distance  $a$  if we take into account that  $E_b$  is not constant and depends on  $r$  as given in the Peek formula.

A numerical example gives, if  $U = 86$  kV (test voltage for 35 kV operating line voltage),  $r = 0,3$  cm

$$a_1 = 10^5 \text{ cm with } E_{\max} = E_b = \text{const} = 21 \text{ kV/cm.}$$

$$a'_1 = 8,9 \cdot 10^2 \text{ cm with } E_{\max} = E_b = 21 + \frac{7}{\sqrt{r}} = 33,9 \text{ kV/cm.}$$

These results prove that if we will not permit a partial breakdown even at the test voltage of 86 kV, we cannot use electrodes with so small a radius.

The distances needed for the normal operating voltage to earth  $\frac{35}{\sqrt{3}} \cong \cong 20$  kV are only

$$a = 3,6 \text{ cm (with } E_b = \text{const} = 21 \text{ kV/cm)}$$

$$a' = 1,1 \text{ cm (with } E_b = 21 + \frac{7}{\sqrt{r}} = 33,9 \text{ kV/cm).}$$

If on the contrary we allow partial breakdown at the test voltage, the distance needed (which is much greater than 1,1 cm, but much smaller than  $8,9 \cdot 10^2$  cm) can be experimentally determined. If this should not be known from experiments, we may calculate the *maximum* distance needed from the formula giving the experimental values for the electrode arrangement „point-plane” which is certainly more inhomogeneous than our electrode arrangement “cylinder-plane”.

The distance needed will be according to the formula

$$U_b = 3,5 a + 10 \text{ kV [4]}$$

$$a \geq \frac{U_b - 10}{3,5} . \quad (5)$$

This gives us in our particular case

$$a = 21,2 \text{ cm.}$$

If we make the distance  $a \geq 21,2$  cm, it is certain that we will have no discharges at the normal operating voltage and no total breakdown at the test voltage.

We see that by permitting partial breakdown above the operating voltage we may also get reasonable dimensions for so small a radius as  $r = 0,3$  cm.

We may calculate the voltage by which the partial breakdown occurs from formula (3):

$$U = r E_b \ln \frac{2a}{r} = 0,3 \cdot 33,9 \ln \frac{2 \cdot 21,2}{0,3} = 51 \text{ kV.}$$

We have seen that if we substitute the electrode with edges of a radius  $r$  by a cylinder of the same radius, we can get the dimensions needed from the known formulae of electrostatics and from the experimental results for the function  $E_b = f(r)$ . We will see, however, that by this substitution we have introduced too severe conditions, consequently we get too great distances.

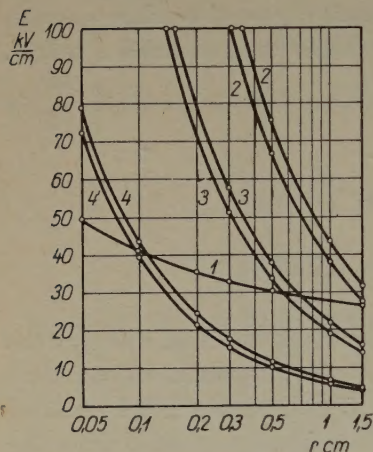


Fig. 6

1. Breakdown dielectric stress as function of  $r$  for air in cylinder-plane arrangement on the surface of the cylinder electrodes

2, 3, and 4.  $E_{\max}$  for  $U = 30, 100$  and  $200$  kV,  $a = 50$  cm 2', 3' and 4'  $E_{\max}$  for  $U = 30, 100$  and  $200$  kV,  $a = 100$  cm

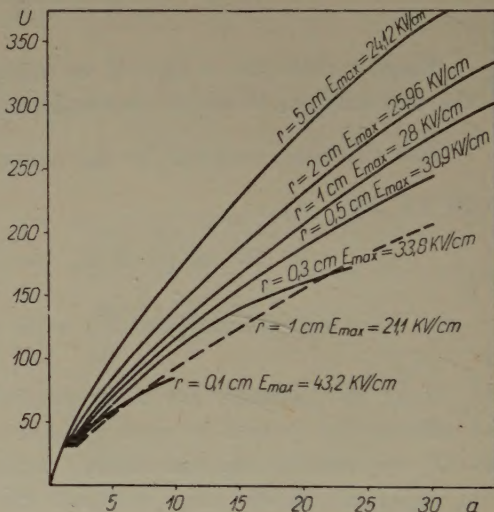


Fig. 7

Breakdown voltages as function of  $a$  with  $r$  as parameter

Now let us consider the electrode arrangement "cylindrically rounded-off edge-plane". We find from Fig. 2b graphically for 86 kV,  $r = 0.3$  cm

$$a_2 = 14.5 \text{ cm for } E_b = \text{const} = 21 \text{ kV/cm}$$

$$a'_2 = 7.3 \text{ cm for } E_b = 21 + \frac{7}{\sqrt{r}} = 33.9 \text{ kV/cm.}$$

It can be seen that for this electrode arrangement we do not even get a partial breakdown at a test voltage of 86 kV and a distance of 7.3 cm.

It must be mentioned, however, that the plane parts of the electrodes should not be too small, because the diagram given is exactly valid only if the plane parts are infinite.

The dimensioning may be facilitated with graphs of various kinds. We will show only two, as examples. On Fig. 6, curve 1 shows  $E_b$  as a function of  $r$ ,

curves 2, 3 and 4  $E_{\max}$  as a function of  $r$  with  $a$  and  $U$  as parameters. The intersection of the curves 2, 3 and 4 with 1 determines the minimum permissible  $r$  for the given conditions. On Fig. 7 we show curves  $U = f(a)$  with  $r$  as parameter for the electrode arrangement "rounded-off edge-plane".

Both kinds of graphs give the initial discharge voltages or initial field strengths. If we do not permit partial breakdown, we may carry out the dimensioning with such graphs, taking the test voltage as a basis.

If the distances we get in such a way are too great, we have two alternatives.

1. We may choose a greater value of  $r$
  2. we may permit partial breakdown above the normal operating voltage.
- In the latter case we must have experimental values which give the total

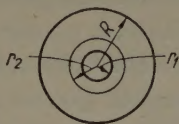


Fig. 8

Electrode arrangement two concentric cylinders with two dielectrics

breakdown voltage for the given conditions. As we have already seen, the maximum of the distance needed to avoid total breakdown may be calculated from the formula for the "point-plane" arrangement.

## 2.2. Oils and other liquids

The methods may be used in the same way as for gases, but one must consider that the function  $E_b = f(r)$  is not always as well-known as in the case of air. Another difficulty is that in liquids the distances are much smaller, therefore, it cannot always be supposed that  $E_b$  is only a function of  $r$ .

## 2.3. Solid materials

The methods of calculation may be the same, but it must be taken into account that in solid materials a partial breakdown could not be permitted even at the highest voltage which may occur.

A practical difficulty further lies in the fact that we have comparatively few reliable results of the function  $E_b = f(r)$  for solid materials. Therefore it seems to be, for the time being, the best procedure to calculate with a value of  $E_b$  valid for nearly homogeneous fields. If we proceed in this way, the error will lie in the direction of safety.

The distance needed for a given  $r$  and  $U$  may be determined by calculation or by graphical methods. In most cases we may consider the edges as "cylinder-

plane" or as "cylindrically rounded-off edge-plane" and we always have to take for basis the *highest possible* voltage, because a partial breakdown cannot be tolerated.

### 3. Embedded electrode type insulation with two or more insulating materials

#### 3.1. Electrode coverings

It is a well-known fact that we can considerably diminish the distances needed in air or in oil if we use on the edges of the electrodes a covering of solid insulating material. One might think that the insulating material used as a covering ought to have a great permittivity. However, this supposition is wrong if we apply the covering in order to diminish the electrical stress (field strength) in our gaseous or liquid insulating material. It is not difficult to demonstrate our statement if we substitute, e. g., our electrode arrangement "cylinder-plane" by the electrode arrangement "two concentric cylinders" (Fig. 8), which gives, as is well-known, a somewhat greater stress than the "cylinder-plane" arrangement of same distance  $R-r_1$  and same voltage  $U$ .

The maximum stresses are in both cases

$$E_{\max} = \frac{U}{r_1 \ln \frac{R}{r_1}} \quad (7)$$

and

$$E'_{\max} = \frac{U}{r_1 \ln \frac{2(a+r_1)}{r_1}} = \frac{U}{r_1 \ln \frac{2R}{r_1}} \approx \frac{U}{r_1 \left( \ln \frac{R}{r_1} + \ln 2 \right)} < E_{\max}. \quad (8)$$

Then, taken from a well-known formula of elementary electrostatics, the maximum stresses on the surface of the inner electrode of radius  $r_1$  and on the surface of the covering of radius  $r_2$  and permittivity  $\epsilon_1$  are:

$$E_{1\max} = \frac{U}{r_1} \frac{\epsilon_2}{\epsilon_2 \ln \frac{r_2}{r_1} + \epsilon_1 \ln \frac{R}{r_2}} \quad (9)$$

and

$$E_{2\max} = \frac{U}{r_2} \frac{\epsilon_1}{\epsilon_2 \ln \frac{r_2}{r_1} + \epsilon_1 \ln \frac{R}{r_2}}. \quad (10)$$

or

$$E_{2\max} = \frac{U}{r_2} \frac{1}{\frac{\epsilon_2}{\epsilon_1} \ln \frac{r_2}{r_1} + \ln \frac{R}{r_2}}. \quad (10)$$

Obviously,  $E_{2\max}$  diminishes if  $\varepsilon_1$  diminishes. Therefore, we should use for the covering a material with as small a permittivity  $\varepsilon_1$  (and as great a breakdown strength) as possible.

We will now consider a numerical example. Let  $r_1$  be 0,3 cm as in a previous example (page 5),

$$U = 86 \text{ kV}, E_b = E_{\max} = 21 + \frac{7}{\sqrt{r}} \text{ kV/cm.}$$

Then we get for  $R$ , if we use no covering

$$R = 1470 \text{ cm.} \quad (12)$$

With a covering of 0,3 cm thickness and  $\varepsilon_1 = 2$

$$R = 45,7 \text{ cm} \quad (13)$$

and with a covering of 0,7 cm thickness and  $\varepsilon_1 = 2$

$$R = 11,8 \text{ cm.} \quad (14)$$

If the permittivity of the solid insulating material is  $\varepsilon_1 = 4$ , then we get for  $R$  the values

$$R'_{0,3} = 54,3 \text{ cm} \quad (15)$$

and

$$R'_{0,7} = 16 \text{ cm.} \quad (16)$$

It is to be seen that  $R$  will be greater if the permittivity  $\varepsilon_1$  increases.

The calculation for, e. g., the "rounded-off edge-plane" electrode arrangement is somewhat involved, so that we will not consider it here. It is obvious, however, that for such arrangements it will also be advantageous to use a covering with as small a permittivity as possible.

### 3.2. Gas-filled voids

Now we will consider another problem, that of the voids in a solid insulating material. The field in a solid insulating material with gas- or oil-filled voids is also inhomogeneous between parallel plate electrodes. If the thickness of the void is comparatively small, then we can take for the field strength in the void

$$E_v = \frac{U}{a_v + \frac{\varepsilon_v}{\varepsilon_s} a_s} \quad (17)$$

where  $a_v$  and  $a_s$  are the thicknesses of the voids resp. of the solid insulating material,  $\epsilon_v$  and  $\epsilon_s$  the relative permittivities,  $U$  the voltage.  $a = a_v + a_s$  is the total distance of the electrodes. It is obvious that in nearly homogeneous fields  $E_v$  remains the same, if instead of one void with a thickness  $a_v$  we have  $n$  voids with thicknesses  $a'_v = \frac{a_v}{n}$ , (Figs. 9, 10)

$$E_v = \frac{U}{n a'_v + \frac{\epsilon_v}{\epsilon_s} a_s}. \quad (18)$$



Fig. 9

Solid material and one void between parallel-plate electrodes



Fig. 10

Solid material and four voids, with the same resultant thickness as in Fig. 9.

The maximum value of  $E_v$  is certainly less than

$$E'_v = \frac{U}{\frac{\epsilon_v}{\epsilon_s} a} \quad (19)$$

because we get this value if the total thickness of the voids tends towards zero. Taking without great error  $\epsilon_v \approx 1$ , we get

$$E_{v \max} \leq E'_v = \frac{\epsilon_s U}{a} \quad (20)$$

that is  $\epsilon_s$ -times as much as if the gap were filled with gas or solid material alone.

At first sight therefore it seems that thin voids are very dangerous, because the stress is very high in them. If, e. g.,  $\epsilon_s = 4$  (bakelite plate or pressboard),  $a = 1$  cm,  $U = 40$  kV, then

$$E'_v = \frac{4 \cdot 40}{1} = 160 \text{ kV/cm,}$$

a field strength which surpasses the 21 kV/cm commonly used as breakdown strength for air nearly 8 times.

This problem is very important for all insulations where laminated materials are used. It is very interesting, however, that the experiences arrived at with such kinds of insulation are not as bad as might be expected from previous considerations.

We can explain this, if we take into account that the breakdown strength of air in very thin layers is, as is well-known, much higher than 21 kV/cm, according to Paschen's law (see Fig. 11)  $\approx 300$  V is minimum voltage which can cause a breakdown in air. Fig. 11 shows that this minimum lies at 0,57

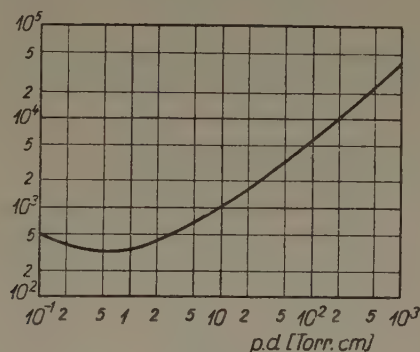


Fig. 11

Paschen's Law. Breakdown voltage for air as a function of  $p \cdot d$

Torr cm, which for 1 at = 760 Torr gives  $0,75 \cdot 10^{-3}$  cm.  $E_b$  under such conditions is

$$E_b = \frac{0,3 \text{ kV}}{0,75 \cdot 10^{-3} \text{ cm}} \approx 400 \text{ kV/cm!} \quad (21)$$

We may express this result as follows :

The condition for a breakdown in air is

$$E_v a'_v \geq 0,3 \text{ kV}. \quad (22)$$

If  $E_v a'_v < 0,3 \text{ kV}$ , a breakdown in the void is impossible. According to formula (18),

$$E_v = \frac{U}{n a'_v + \frac{\epsilon_v}{\epsilon_s} a_s}, \quad (23)$$

or

$$E_v a'_v = \frac{U}{n a'_v + \frac{\epsilon_v}{\epsilon_s} a_s} a'_v \leq 0,3 \text{ kV}. \quad (24)$$

We may now calculate the maximum of void thickness which is permissible if we want to avoid breakdown in the void. If we neglect  $na'$ , with respect to  $\frac{\varepsilon_v}{\varepsilon_s} a_s$ , then  $a_s \approx a$ ,  $\frac{U}{a} \approx E_s$ , the field strength in the solid material for the case of  $\varepsilon_v \approx 1$

$$\frac{\varepsilon_s U}{a} a'_v \leq 0,3 \text{ kV}, \quad (25)$$

$$\text{or} \quad \varepsilon_s E_s a'_v \leq 0,3 \text{ kV}, \quad (26)$$

$$\text{or} \quad E_s a'_v \leq \frac{0,3}{\varepsilon_s}. \quad (27)$$

The maximum permissible value of  $a'_v$  is then

$$a'_v \leq \frac{0,3}{E_s \varepsilon_s}. \quad (28)$$

Thus  $a'_v$  diminishes if  $E_s$  and  $\varepsilon_s$  increase. That means that we can avoid breakdown in the voids if we choose a low value for  $E_s$ . This result is well-known, but from formula (28) we may calculate the maximum permissible value of  $E_s$  as being

$$E_{s \max} = \frac{0,3}{a'_v \varepsilon_s}. \quad (29)$$

As an example we may consider an impregnated paper insulation with  $\varepsilon_s = 4$ .  $a'_v$  is the thickness of one single paper layer.

$$\text{In this particular case } E_{s \max} = \frac{0,075}{a'_v}.$$

If  $a'_v = 10^{-3}$  cm then

$$E_{s \max} = 75 \text{ kV/cm}.$$

It is interesting to note that the *number* of the voids seems to be irrelevant, only the *thickness* of the individual void is essential.

One might think that from this we can draw the paradox conclusion that an insulation in which there are practically *only* voids would be very advantageous, because the breakdown strength would then be the value calculated from Paschen's law.

However, it is not difficult to show that this conclusion is erroneous. The field strength in the solid material is

$$E_s = \frac{U}{\frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_v} n a'_v + a_s} \quad (30)$$

or, with  $\varepsilon_v = 1$ ,

$$E_s = \frac{U}{\varepsilon_s n a'_v + a_s}. \quad (31)$$

Let the overall thickness of the solid material decrease towards zero (which is naturally only an approximation,  $a_s$  may be very small but not zero), then with  $na'_v = a$  we get

$$E'_s = \frac{U}{\varepsilon_s a} \quad (32)$$

because now  $na'_v \sim a$  and obviously  $E'_s \leq E_{bs}$ , where  $E_{bs}$  is the breakdown strength of the solid insulating material.

Thence

$$\frac{U}{\varepsilon_s a} \leq E_{bs} \quad (33)$$

or with  $\frac{U}{a} = E$ , the overall permissible field strength of the whole arrangement will be

$$E \leq E_{bs} \varepsilon_s \quad (34)$$

In the present paper we have not considered the bushing type insulation, but we wish to remark that its efficiency, as already shown in a previous paper, is very poor indeed. E. g. for a distance of 80 mm and the electrode arrangement "rounded-off edge-plane" with  $r = 0,3$  cm, we experimentally got a breakdown voltage of 83 kV in air. If the gap between the electrodes was filled with bakelite plates ( $\varepsilon = 4,5$ ) of an overall thickness of 80 mm, then we got partial breakdown (glow discharges) at  $\approx 10,5$  kV, according to the formula

$$U_b = 8,1 \left( \frac{a}{\varepsilon} \right)^{0,45} \quad (\text{Kappeler}).$$

#### 4. Conclusions

We have seen that it seems advantageous to start the dimensioning calculations by evaluating the dimensions needed on the edges of the electrodes, by using the pioneer works of Schwaiger and of Dreyfus. The electrodes may be substituted by electrode arrangements "cylinder-plane" or "cylindrically rounded-off edge-plane". It is worth taking into account the dependence of  $E_b$  on the radius  $r$ . It seems very useful to determine the function  $E_b = f(r)$  for the liquid and solid insulating materials most frequently used, and it also seems that voids, if thin enough, are not as dangerous as one might suppose. The permissible stress in the solid material, as a function of void thickness,

may be easily calculated. With coverings of solid insulating material we are able to diminish the distances needed considerably, if the permittivity of the solid insulating material is small enough and if it has a sufficiently great electric strength.

### Summary

It is proposed in the paper to start by the dimensioning already with the calculation on the most inhomogeneous parts of the field (on the edges) on the voids etc. As it is known, the edges can be regarded in most cases as cylindrical electrodes. The principles are demonstrated on the most frequently occurring practical cases (calculation of the distances needed, the permissible dimensions of voids, dimensions of coverings). It is shown, that it is worth while to take into consideration that the dielectric strength of air and oil depends on the electrode radius, and that it may be useful to use for coverings materials with as low a permittivity as possible.

### Literature

1. EISLER: The Influence of Boundary Surface Discharges on the Dimensioning of Insulation. Acta Technica. Tomus XV, Fasciculi 3—4, 1956.
2. SCHWAIGER: Elektrische Festigkeitslehre. Springer 1925.
3. DREYFUS: Über die Anwendung der konformen Abbildung zur Berechnung der Durchschlag- und Überschlagspannung zwischen kantigen Konstruktionsteilen unter Öl. Archiv f. Elektrotechnik 1924.
4. MIHAJLOW: Berechnung und Konstruktion von Hochspannungsapparaten. Verlag Technik, Berlin 1953.
5. KAPPELER: Gleitentladungen bei vorgeschobenen Elektroden. Micafil Nachrichten 1945.

Prof. Dr. J. EISLER, Budapest Budafoki út 8.

# **EINFACHES BERECHNUNGSVERFAHREN ZUR BESTIMMUNG DER BEI STOßSPANNUNGEN AUFTRETENDEN BEANSPRUCHUNGEN IN TRANSFORMATOREN AUS UNGLEICHARTIGEN SPULEN**

Von

**G. KARÁDY**

Lehrstuhl für elektrische Kraftwerke der Technischen Universität Budapest

(Eingegangen am 20. Oktober 1957)

## **I. Einleitung**

Eine häufige Ursache des Schadhafwerdens von Transformatoren ist ein Blitzschlag oder eine andre Überspannungswelle, die mit steiler Stirn in die Wicklung des Transformators eindringt und die Windungsisolation infolge der entstandenen Spannungsdifferenz zwischen den einzelnen Windungen durchgeschlagen wird.

Die Beanspruchungen durch die Überspannungswellen bzw. durch die sie ersetzenden Stoßspannungswellen muß der Konstrukteur in vorausgehenden Berechnungen feststellen. In folgendem wird eine einfache Berechnungsmethode zur Bestimmung der Beanspruchungen sowie zur Bemessung der Isolation erörtert.

## **II. Der Höchstwert der in den Transformator eindringenden Überspannungswelle**

Es ist unzweifelhaft, daß kein elektrisches Gerät wirtschaftlich auf die volle, durch einen Blitzschlag verursachte Spannung bemessen werden kann. Aus diesem Grunde sind im Laufe der Entwicklung die verschiedenen Arten des Überspannungsschutzes entstanden, welche die auftretenden Überspannungen begrenzen sollten. Es ist klar, daß die Apparate auf eine höhere Durchschlags- oder Überschlagsspannung zu bemessen sind als die zugelassene höchste Spannung. Diese Spannungswerte werden durch die Koordination der Isolierniveaus angegeben.

Aus dem Prinzip der Koordination folgt, daß wegen des Ansprechens der Überspannungsableiter und der koordinierenden Funkenstrecken eine dem oberen Niveau entsprechende Spannung den Transformator im allgemeinen nicht erreichen kann, wegen der Ungenauigkeiten der Berechnung, der Ungleichmäßigkeit der Herstellung und nicht zuletzt wegen der Überinanspruchnahme infolge der abgeschnittenen Wellen, soll jedoch der Transformator zur Erreichung der nötigen Sicherheit nach dem in der Norm MNOSZ 9250-54 »Koordination

der Isolierungen« angegebenen oberen Niveau auf die entsprechende Stoßspannung bemessen werden.

Die als Grundlage der Bemessung dienenden genormten Werte der Spannungen sind in Tabl. I wiedergegeben.

Tabelle I

Nennspannung kV	10	20	30	35	60	66*	120*	220*
Spannung des oberen Niveaus kV	100	155	215	240	375	375	600	980

\* Nur für Netze mit geerdetem Sternpunkt gültig.

### III. Berechnung der in den Spulen auftretenden Inanspruchnahmen

A) *Das Ersatzschaltbild des Transformators.* Das Verhalten der Transformatoren gegenüber Stoßwellen wurde zuerst von K. WAGNER [1] und später von BEWLEY [2] untersucht, nach ihnen ist jeder Transformator als eine aus Elementarinduktivitäten, Windungs- und Erdkapazitäten zusammengesetzte Kette nach Abb. 1 aufzufassen.

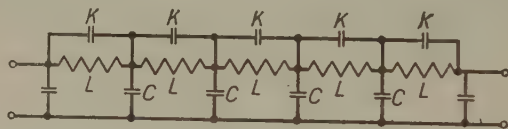


Abb. 1

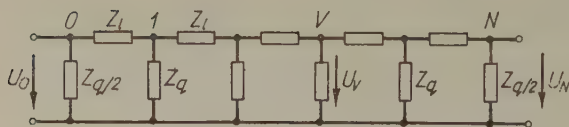


Abb. 2

In der Abbildung ist  $C$  die Erdkapazität,  $K$  die Windungskapazität und  $L$  die Induktivität eines Elementes.

Bei der Aufstellung des Ersatzschaltbildes wurde der Ohmsche Widerstand der Wicklung vernachlässigt und vorausgesetzt, daß der Wellenwiderstand der Sekundärwicklung klein sei, so daß dieser als auf Erdpotential liegend aufzufassen ist.

Im folgenden ist die Zahl der Elemente zu bestimmen. Die genannten Verfasser haben ihre Berechnungen für einfache zylindrische Wicklungen

durchgeführt und die Zahl der Elemente als unendlich angenommen. Die Wicklung der tatsächlichen Transformatoren besteht aus einer endlichen Zahl von mehr oder weniger gleichen Halbspulen oder Spulen.

Aus diesem Grunde nehmen wir die Zahl der Elemente gleich der Zahl der Halbspulen oder Spulen an. Die Wicklung wird als ein aus Vierpolen bestehender Kettenleiter mit einer Anzahl von Gliedern gleich der Zahl der Halbspulen oder Spulen aufgefaßt (Abb. 2).

In der Abbildung sind  $Z_l$  und  $Z_q$  die Längs- bzw. Querimpedanzen des Kettenleiters.  $Z_l$  besteht in unserem Fall aus der parallelgeschalteten Spuleninduktivität  $L$  und Spulenkapazität  $K$  und  $Z_q$  aus der Erdkapazität. Dementsprechend gilt für  $Z_l$  Gleichung (1) und für  $Z_q$  Gleichung (2).

$$Z_l = \frac{pL}{1 + p^2 LK} \quad (1)$$

$$Z_q = \frac{1}{pC} \quad (2)$$

wobei  $p$  der bekannte Differentialoperator ist.

B) *Die allgemeinen Gleichungen der Spannungsverteilung.* Auf die mit aus  $N$  Gliedern bestehenden Vierpol ersetzte Wicklung ist die allgemeine Gleichung der Kettenleiter anzuwenden [8].

$$U_v = U_0 \operatorname{ch} v g - I_0 Z \operatorname{sh} v g \quad (3)$$

$$I_v = I_0 \operatorname{ch} v g - \frac{U_0}{Z} \operatorname{sh} v g \quad (4)$$

wobei  $v$  die von dem Anfangspunkt gerechnete Ordnungsnummer eines beliebigen Gliedes ist,

$U_0$  ist die an die Kette angelegte Spannung,

$I_0$  ist der in die Kette fließende Strom,

$U_v$  ist die Spannung des vom Anfang an gerechneten  $v$ -ten Gliedes,

$I_v$  ist der Strom im vom Anfang an gerechneten  $v$ -ten Glied,

$Z$  ist der Wellenwiderstand des Kettenleiters, dessen Zusammenhang mit den übrigen Größen in Gleichung (5) angegeben ist.

$$Z = \sqrt{Z_l Z_q} \sqrt{\frac{1}{1 + \frac{Z_l}{4 Z_q}}} \quad (5)$$

$g$  ist der Übertragungsfaktor des Kettenleiters, dessen Zusammenhang mit den übrigen Größen in Gleichung (6) angegeben ist.

$$c h g = 1 + \frac{Z_l}{2 Z_q} . \quad (6)$$

Mit Hilfe der Gleichungen (3) und (4) kann die Spannungsverteilung längs der Wicklung (die Spannung zwischen der Wicklung und der Erde) bestimmt werden.

C) Für die Spannungsverteilung in einem Transformator mit geerdetem Sternpunkt folgt aus den Gleichungen (3) und (4) nach Anwendung der Grenzbedingungen  $v = N$ ;  $U_N = 0$  die Gleichung (7).

$$U_v = U_0 \frac{s h (N - v) g}{s h N g} . \quad (7)$$

D) Für die Spannungsverteilung in einem Transformator mit isoliertem Sternpunkt folgt aus den Gleichungen (3) und (4) nach Anwendung der Grenzbedingungen  $v = N$ ;  $I_N = 0$  die Gleichung (8).

$$U_v = U_0 \frac{c h (N - v) g}{c h N g} . \quad (8)$$

E) Bestimmung der Größen  $g$  und  $Z$ . Zur Bestimmung des Wellenwiderstandes  $Z$  setzen wir die Werte von  $Z_l$  und  $Z_q$  (Gleichungen 1 und 2) in Gleichung (5) ein. Nach Durchführung der Substitution wird für den Wellenwiderstand die Gleichung (9) erhalten.

$$Z = \sqrt{\frac{L}{C}} \frac{1}{\sqrt{1 + p^2 L \left( K + \frac{C}{4} \right)}} . \quad (9)$$

Zur Bestimmung des Übertragungsfaktors  $g$  setzen wir die Werte von  $Z_l$  und  $Z_q$  in Gleichung (6) ein. Als Resultat ergibt sich für  $g$  die Gleichung (10)

$$g = \operatorname{arch} \left[ 1 + \frac{1}{2} \frac{p^2 L C}{1 + p^2 L K} \right] . \quad (10)$$

F) *Der Rechnungsvorgang und die Form der angewandten Stoßwelle.* In den theoretischen Berechnungen benützen wir Rechteckstöße. Die Anwendung der Rechteckwelle erhöht daher die Sicherheit der Bemessung.

Der Rechnungsvorgang ist dementsprechend folgender: Der Wert von  $g$  und der Laplace-transformierte des Einheitsstoßes  $1/p$  wird in die Gleichungen (7) und (8) eingesetzt. Nach Durchführung dieser Substitution wird die Laplace-transformierte der Gleichung, die auf Wirkung des Einheitsstoßes auftretende Spannungsverteilung erhalten.

Das Umkehren dieser Gleichung ist wegen des komplizierten Ausdrucks für  $g$  schwerfällig und zur Lösung der sich zum Ziel gesetzten Aufgabe nicht nötig. Zur Vereinfachung der Berechnungen sollen die sich in den Transformatoren abspielenden Übergangserscheinungen physisch untersucht werden.

G) *Physische Untersuchung der auf Einwirkung von Stoßspannungen auftretenden Erscheinungen.* Wegen der schnellen Veränderung der Wellenstirn der in den Transformator eindringenden Überspannung fließt im ersten Moment kein Strom durch die Induktivitäten. Das bedeutet, daß in der Anfangszeit der Trans-

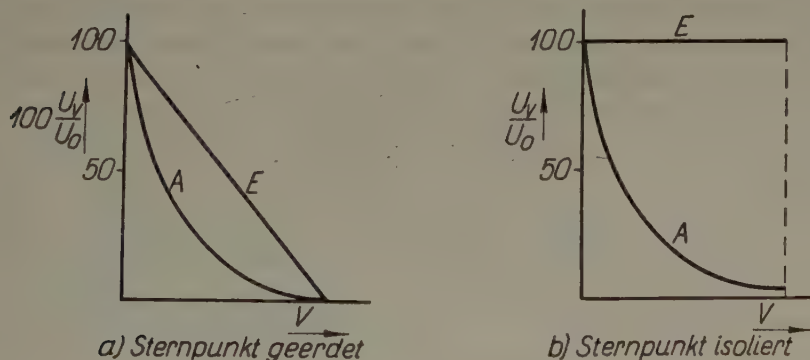


Abb. 3

formator als eine rein aus Kapazitäten bestehende Kette zu betrachten ist. Auf dieser aus Kapazitäten bestehenden Kette tritt eine aus der Theorie der Isolator Ketten bekannte sh oder ch Spannungsverteilung auf. Diese außerordentlich ungleichmäßige Spannungsverteilung nimmt hauptsächlich die ersten Spulen und Windungen des Transformators in Anspruch. Die Kurve der anfänglichen kapazitiven Spannungsverteilung ist in den Abb. 3a (Kurve A) und 3b (Kurve A) veranschaulicht.

Nach Ablauf der steilen Wellenstirn wird die zeitliche Veränderung der Welle gering, dadurch erhöht sich der Strom durch die Induktivitäten, während sich der Strom durch die Kapazitäten vermindert. Die Spannungsverteilung längs der Spule wird durch den induktiven und Ohmschen Widerstand der

Spule bestimmt. Diese sogenannte »Endspannungsverteilung« ist bei geerdetem Sternpunkt eine schräge Gerade (Abb. 3a, Kurve *E*) und im Falle eines isolierten Sternpunktes eine waagrechte Gerade (Abb. 3b, Kurve *E*).

Die anfängliche Spannungsverteilung wird durch transiente Schwingungen in die endgültige Spannungsverteilung übertragen. Diese Schwingungen verursachen zwischen den Windungen der Spule gewöhnlich eine wesentlich kleinere Beanspruchung als die anfängliche ungleichmäßige Spannungsverteilung. Die transienten Schwingungen gefährden vielmehr die Hauptisolation der Wicklung.

Aus dem Vorhergesagten geht hervor, daß es genügt, wenn man die Windungs- und Lagenisolation der Wicklung bemessen will, die größten Inanspruchnahmen im Anfangszeitpunkt zu berechnen. Für diese Berechnungen wird der Transformator als eine aus Kapazitäten bestehende Kette betrachtet.

H) *Berechnung der höchsten Inanspruchnahme.* Auf Grund physikalischer Überlegungen kann der ganze Transformator durch den aus in Abb. 4 sichtbaren Kapazitäten aufgebauten Kettenleiter ersetzt werden. Der Übertragungsfaktor und der Wellenwiderstand dieser Kette kann aus den Gleichungen (9) und (10) berechnet werden, wenn in diesen Gleichungen  $L \rightarrow \infty$  gesetzt wird. Nach Durchführung dieser Substitution wird für den Übertragungsfaktor die Gleichung (11a) erhalten.

$$g = \operatorname{arch} \left( 1 + \frac{1}{2} \frac{C}{K} \right). \quad (11a)$$

Zur weiteren Vereinfachung kann bei der Bestimmung des Übertragungsfaktors  $ch\ g$  in Reihe entwickelt und die Glieder mit höheren Exponenten vernachlässigt werden. Diese Vernachlässigung ist bei den praktisch vorkommenden  $C/K$  Werten begründet, obwohl die Richtigkeit derselben von Fall zu Fall zu überprüfen ist. Nach Durchführung der Rechnung wird die Gleichung (11b) erhalten.

$$g = \sqrt{\frac{C}{K}}. \quad (11b)$$

Bei der Bestimmung des Wellenwiderstandes wird  $C/4K \ll 1$  vorausgesetzt. Mit dieser Vernachlässigung ergibt sich für den Wellenwiderstand die Gleichung (12).

$$Z = \frac{1}{p \sqrt{CK}}. \quad (12)$$

Diesen Wert in die Gleichungen (7) und (8) eingesetzt, kommt man zu den Gleichungen (13) und (14), welche die anfängliche kapazitive Spannungsverteilung darstellen.

## a) Für Wicklungen mit geerdetem Ende

$$U = U_0 \frac{sh(N-v) \sqrt{\frac{C}{K}}}{sh N \sqrt{\frac{C}{K}}}, \quad (13)$$

## b) für Wicklungen mit isoliertem Ende

$$U_v = U_0 \frac{ch(N-v) \sqrt{\frac{C}{K}}}{ch N \sqrt{\frac{C}{K}}}. \quad (14)$$

Mit diesen Formeln können die Spannungen zwischen den einzelnen Punkten der Wicklung und der Erde berechnet werden. Die Differenz der aufeinanderfolgenden Spannungswerte ergibt die Beanspruchungen an den einzelnen Spulen, auf welche die Spulen zu bemessen sind.

Damit wurde die kapazitive Spannungsverteilung entlang der aus  $N$  gleichen Spulen bestehenden Wicklung berechnet. Diese Formeln sind für einen beliebigen Wert von  $N$  gültig, sie sind also z. B. auch auf einen aus 2—3 Spulen bestehenden Transformator anwendbar. Die Transformatoren bestehen aber in Wirklichkeit im allgemeinen nicht aus gleichen Spulen, vielmehr werden z. B. die ersten Spulen mit verstärkter Isolierung hergestellt, die Spulen in der Nähe des Sternpunktes können schwächer isoliert werden usw. Die Berechnungen müssen deshalb für aus verschiedenartigen Spulen aufgebaute Wicklungen verallgemeinert werden.

## J) Berechnung der Spannungsverteilung in Wicklung aus verschiedenen Spulen.

Der Rechnungsgang wird an einem Beispiel erörtert. Die zu untersuchende Wicklung sei nach Abb. 4 aus dreierlei Spulen zusammengesetzt. Die Gruppe I bestehe aus einigen (2—5) Spulen mit der Erdkapazität  $C_1$  und der Windungskapazität  $K_1$ . Die Gruppe II bestehe aus einer größeren Anzahl (5—20) von gleichen Spulen mit den Kapazitäten  $C_2$  und  $K_2$ . Die Gesamtzahl dieser Gruppe bezeichnen wir mit  $N'$ . Die Spulen sind am Anfang begonnen mit  $1', 2', 3' \dots \mu'$  beziffert. Die Gruppe III bestehe aus einer großen Anzahl am Ende geerdeter oder ungeerdeter Elemente mit der Erdkapazität  $C_3$  und der Spulenkapazität  $K_3$ . Die Anzahl der Spulen dieser Gruppe sei  $N''$ . Für die Berechnung werden diese Spulen wiederum am Anfang begonnen mit  $1'', 2'', 3'', \dots v''$  beziffert.

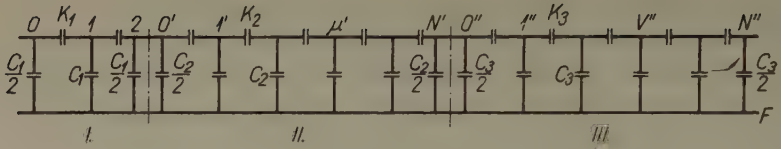


Abb. 4

Der Rechnungsgang ist folgender :

1. Die Spulengruppe III wird nach Abb. 5 mit einer einzigen Kapazität  $C_{e3}$  ersetzt.

2. Die mit der Kapazität  $C_{e3}$  abgeschlossene Spulengruppe II wird nach Abb. 6a mit der resultierenden Kapazität  $C_{e2}$  ersetzt.

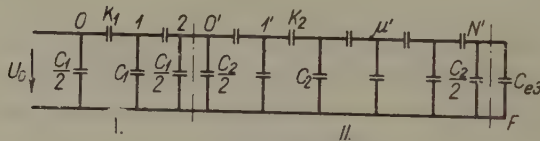


Abb. 5

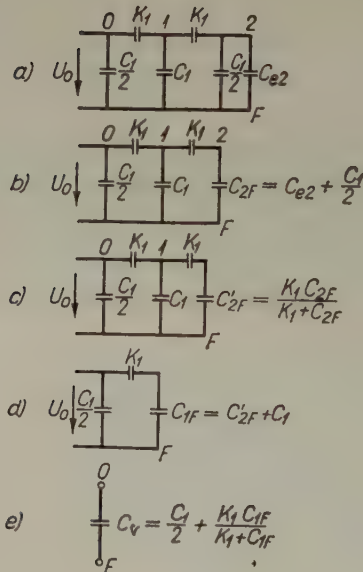


Abb. 6

3. Die so erhaltene, nunmehr lediglich aus einigen Gliedern bestehende Kette wird schrittweise zusammengefaßt, bis die Kette die Form der Abb. 6d annimmt.

4. Hiernach ist die auf die erste Spule ( $K_1$ ) und auf die übrigen Spulen ( $C_{1F}$ ) fallende Spannung leicht zu bestimmen. Die Berechnung ähnlicherweise fortgesetzt, kann die auf jedes Glied der aus einer kleinen Anzahl bestehenden Gruppe I entfallende Spannung und mit den später abzuleitenden Formeln der Gruppen II und III sowie die Spannungsverteilung innerhalb dieser Gruppen bestimmt werden.

### 1. Die resultierende Kapazität der Gruppe III

Die resultierende Kapazität wird aus der Eingangsimpedanz ( $Z_e$ ) der Kette berechnet. Mit einer einfachen Rechnung kann die Ersatzkapazität nach Gleichung (15) bestimmt werden.

$$C_e = \frac{1}{p Z_e} = \frac{1}{p \frac{U_{0v}}{I_{0v}}} \quad (15)$$

Der Quotient  $U_{0v}/I_{0v}$  kann aus den Gleichungen (3) und (4) mit Anwendung der Grenzbedingungen berechnet werden.

a) Im Falle eines isolierten Sternpunktes ist  $v'' = N''$ .  $I_{N''} = 0$  und bekommen wir für die Ersatzkapazität die Gleichung (16).

$$C_{e3} = \sqrt{C_3 K_3} \operatorname{tgh} N'' g. \quad (16)$$

b) Im Falle geerdeten Sternpunktes ist  $v'' = N''$ .  $U_{N''} = 0$ , und bekommen wir für die Ersatzkapazität die Gleichung (17).

$$C_{e3} = \sqrt{C_3 K_3} \operatorname{ctgh} N'' g. \quad (17)$$

Ist  $N'' g > 3$ , dann ist  $\operatorname{tgh} N'' g \approx \operatorname{ctgh} N'' g \approx 1$ , somit ist die Erdkapazität in beiden Fällen aus (18) zu ermitteln.

$$C_{e3} = \sqrt{C_3 K_3}. \quad (18)$$

Nach Berechnung der resultierenden Kapazität der Gruppe III kann der Transformator mit der auf Abb. 5 sichtbaren Kapazitätskette ersetzt werden.

### 2. Die resultierende Kapazität der mit $C_{e3}$ abgeschlossenen Gruppe II

Die Gleichungen (3) und (4) dienen auch jetzt als Ausgangspunkte. Ein Unterschied besteht lediglich in den Grenzbedingungen. In diesem Falle bestehen

zwischen der am Ende der Wicklung herrschenden Spannung und Strom die Zusammenhänge :

$$U'_N = I'_N \frac{1}{p C_{e3}}; \mu' = N',$$

welche in die Gleichungen (3) und (4) eingesetzt werden und von der Gleichung (15) Gebrauch gemacht, erhält man für die Ersatzkapazität der Gruppe II die Gleichung (19) :

$$C_{e2} = \sqrt{C_2 K_2} \frac{1 + \frac{C_{e3}}{\sqrt{C_2 K_2}} \operatorname{ctgh} N' g}{\frac{C_{e3}}{\sqrt{C_2 K_2}} + \operatorname{ctgh} N' g}. \quad (19)$$

Es ist klar, daß wenn die Gliederzahl groß ist, dann  $N'g > 3$  und dem Vorigen ähnlich ist

$$\operatorname{ctgh} N' g \approx 1; C_{e2} = \sqrt{C_2 K_2}.$$

Es lohnt sich, diese Formel bei mittlerer Gliederzahl (5—10) zu verwenden.

Nach der Berechnung der resultierenden Kapazität der Gruppe II kann der Transformator mit der auf Abb. 6a sichtbaren Kapazitätskette ersetzt werden.

### 3. Berechnung der resultierenden Kapazität der Gruppe I

Nachdem die Gruppe I nur aus einigen Gliedern besteht, wird die Rechnung Schritt für Schritt durchgeführt. Nehmen wir in unserem Falle an, daß die Gruppe I nach Abb. 6a und 4 aus zwei Gliedern bestehe. Die Rechnungen haben wir aus Abb. 6a—6e ausgeführt. In Kenntnis des  $C_{er}$  Wertes kann im vorhinein bestimmt werden, in welchem Maße bei der Stoßprüfung des Transformators der Stoßgenerator belastet wird.

### 4. Berechnung der Spannungsverteilung

#### a) Berechnung der bei Gruppe I auftretenden Spannungsverteilung.

Als Ausgangspunkt dient Abb. 6d, nach welcher sich die an den Transformator geschaltete Spannung auf die Kapazitäten  $K_1$  und  $C_{1F}$  verteilt.

Die bei der ersten Halbspule entsprechenden Kapazität auftretende Spannung

$$U_{01} = \frac{C_{1F}}{C_{1F} + K_1} U_0.$$

Die nach der ersten Spule (zwischen Punkt 1 und der Erde) auftretende Spannung ist

$$U_{1F} = U_0 - U_{01} = \frac{K_1}{C_{1F} + K_1} U_0.$$

Im folgenden wird die Spannung  $U_{1F}$  aufgeteilt (Abb. 6b).

Ähnlich den vorhergehenden ist die auf die zweite Spule kommende Spannung

$$U_{12} = \frac{C_{2F}}{C_{2F} + K_1} U_{1F}.$$

Die nach der zweiten Spule auftretende Spannung ist

$$U_{2F} = U_{1F} - U_{12} = \frac{K_1}{C_{2F} + K_1} U_{1F}.$$

Die Spannung  $U_{2F}$  entspricht gleichzeitig der der Gruppe zukommenden Spannung  $U_{0\mu'}$ .

#### b) Berechnung der Spannungsverteilung bei Gruppe II

Nach unserer Voraussetzung besteht die Gruppe II aus mehreren Gliedern, demzufolge wäre die Schritt-für-Schritt-Methode mühsam.

Zur Ableitung der Formel für die Bestimmung der Spannungsverteilung wird aus den Gleichungen (3) und (4) ausgegangen, und aus den angegebenen Grenzbedingungen Gebrauch gemacht. Nach Ordnung der Gleichung und Ersetzen der Veränderlichen  $v$  mit  $\mu'$  erhält man für die Spannungsverteilung die Gleichung (20) :

$$U_{\mu'} = U_{0\mu'} \frac{ch(N' - \mu')g + \frac{C_{e3}}{\sqrt{C_2 K_2}} sh(N' - \mu')g}{ch N'g + \frac{C_{e3}}{\sqrt{C_2 K_2}} sh N'g} \quad (20)$$

wobei

$$g \simeq \sqrt{\frac{C_2}{K_2}}.$$

Diese Gleichung gibt die zwischen dem vom Anfang der Gruppe II gerechneten  $\mu'$ -ten Glied und der Erde auftretende Spannung an, also die Kurve der Spannungsverteilung.

Die auf Gruppe III entfallende Spannung ist gleich der am Ende der Spule auftretenden Spannung, diese kann aus Gleichung (20) mit der Sub-

stitution  $\mu' = N'$  berechnet werden. Nach Durchführung dieser Substitution wird für die Spannung der Gruppe III die Gleichung (21) erhalten:

$$U_{N'} = U_{0\dot{\mu}'} \frac{1}{ch N'g + \frac{C_{e3}}{\sqrt{C_2 K_2}} sh N'g} = U_{0v''} \quad (21)$$

### c) Berechnung der Spannungsverteilung auf Gruppe III

Die Gruppe III bildet eine Kette aus gleichen Spulen, deshalb können zur Bestimmung der Spannungsverteilung die Formeln (13) und (14) benutzt werden, wobei zu berücksichtigen ist, daß die auf Gruppe III entfallende Spannung  $U_{0v''} = U_{N'}$  ist.

### K) Bestimmung der bei der Berechnung der Spannungsverteilung verwendeten Kapazitäten

Im vorhergehenden Kapitel wurden die für die Berechnung der Spannungsverteilung verwendbaren Vorgänge erörtert, die Bestimmung der einzelnen Kapazitätswerte aus den geometrischen Abmessungen des Transformators wurde jedoch nicht behandelt.

Diese Berechnung wird teilweise nach BULGAKOW [9], teils auf Grund der polnischen Dokumentation [7] durchgeführt.

#### a) Berechnung der Erdkapazität

Der Transformator wird nach Abb. 7 in Teilen von der Höhe  $H$  aufgeteilt. Die Erdkapazität eines solchen Zylinders der Höhe  $H$  wird durch die

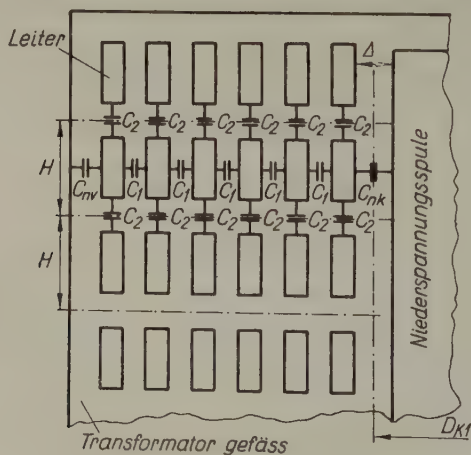


Abb. 7

Formel (22) angegeben :

$$C = k_1 k_2 C_{nk} + C_{nv} \quad (22)$$

wobei  $C_{nk}$  die gegenseitige Kapazität der Hoch- und Niederspannungsspule,  
 $C_{nv}$  die Kapazität der Hochspannungsspule gegen Erde,  
 $k_1$  ein Faktor für die Berücksichtigung der Ungleichmäßigkeiten zwischen den zwei Spulensystemen, vom Wert

$$= \frac{\frac{H-h}{H} \cdot \frac{H-h}{\Delta}}{5 + \frac{H-h}{\Delta}} \text{ ist.} \quad (23)$$

$h_2$  ist die Höhe des Spulenleiters

$k_2$  berücksichtigt, daß die Niederspannungsspule ungeerdet ist. Der Wert  $k_2 \cong 1$ , wenn die Niederspannungsspule eine kleine Impedanz hat, also aus wenigen Windungen besteht.

Besteht die Niederspannungsspule aus vielen Windungen mit großer Impedanz, dann ist

$$k_2 = \frac{C_{kF}}{C_{nk} + C_{kF}},$$

wo

$C_{kF}$  die Kapazität zwischen der Spule und der Erde,

$C_{nk}$  die Kapazität zwischen der Hoch- und Niederspannungsspule ist.

Der Wert von  $C_{nk}$  kann nach der Formel für Plattenkondensatoren berechnet werden.

Der Wert von  $C_{kF}$  wird nach BULGAKOW aus Formel (24) berechnet.

$$C_{kF} = \frac{10}{9 \cdot 4 \pi} \cdot \frac{L_k^{\text{cm}} \cdot H^{\text{cm}}}{l_k^{\text{cm}}} p F. \quad (24)$$

In dieser Formel ist  $L_k$  die Länge der Mittellinie zwischen der Wicklung und der Gefäßwand, bezogen auf eine der drei Phasen.

$l_k$  ist die mittlere Entfernung zwischen Wicklung und Gefäßwand. Erfahrungsgemäß ist die Gefäßkapazität für gewöhnlich vernachlässigbar.

### b) Berechnung der Windungskapazitäten

BULGAKOW gibt für die Berechnung der resultierenden Ersatzkapazität der aus  $s$  Windungen bestehenden Spule die Formel (25) an.

$$K_1 = s C_2 \left[ 1 + \frac{1}{s} \sqrt{\frac{C_1}{C_2}} \right] \quad (25)$$

wo  $s$  die Windungszahl der Spule,

$C_1$  die Kapazität der nebeneinander liegenden und

$C_2$  die Kapazität der übereinander liegenden Windungen ist (Abb. 10).

Ist der Wert von  $C_2$  an beiden Seiten der Spule verschieden, dann ist es zweckmäßig, den arithmetischen Mittelwert der von beiden Seiten berechneten  $C_2$  Werte zu nehmen.

Die Werte von  $C_1$  und  $C_2$  können übrigens nach der Formel für Plattenkondensatoren berechnet werden, indem in die Formel die mittlere Spulenlänge und die reduzierte Dielektrizitätskonstante eingesetzt wird.

#### IV. Bemessung auf Stoßspannungen

Die Stoßspannungsfestigkeit der Isolierstoffe ist von sehr vielen Faktoren abhängig. Bei der Bemessung sind wir deshalb auf Meßergebnisse angewiesen. Solche Meßergebnisse sind nach BULGAKOW [9] in Tab. II und III angegeben. Die Bemessung wird mit Hilfe dieser Werte solcherart durchgeführt, daß der Höchstwert der in den Transformator eindringenden Stoßspannungswelle nach Tab. I bestimmt wird. Nach den Kapiteln III/H werden die auf die einzelnen Spulen kommenden Spannungen und die Inanspruchnahme der zwischen den Spulen liegenden Isolierungen bestimmt. Hiernach wird mit Hilfe der Tab. II und III ermittelt, ob die Lagenisolation der Spulen die auftretenden Spannungen aushält.

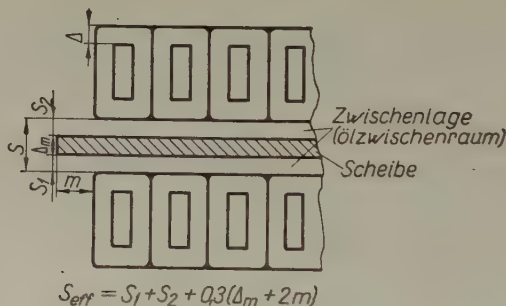


Abb. 8

Tabelle II

$S_{eff}$ mm	Die mit voller Welle gemessene Durchschlagsspannung (kV)					
	$\Delta$ mm					
	0,6	1	2	4	6	10
5	90	100	122	167	220	332
10	141	154	167	208	270	380
15	180	192	205	244	305	410
20	219	230	244	276	333	435
25	252	265	274	302	358	452
30	277	284	296	323	375	474

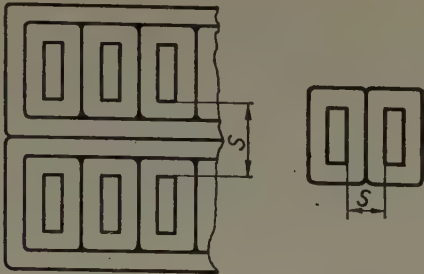


Abb. 9

Tabelle III

Smm	0,5	1	1,5	2	3	4	5	6	8	10	12	14	16	18	20
UkV	13	29	46	65	103	132	157	180	218	251	281	311	341	366	389

Die Spannungsverteilung innerhalb der Spule ist nach WELLAUER [5] bei größeren, aus viereckigem Material gewickelten Transformatoren linear. Auf diese Weise erhält man die zwischen den Windungen auftretende Beanspruchung als den Quotienten aus der auf die Spule entfallenden Spannung und der Windungszahl. Ist diese Beanspruchung bekannt, so kann mit Hilfe der Tab. II und III die Güte der Windungsisololation beurteilt werden.

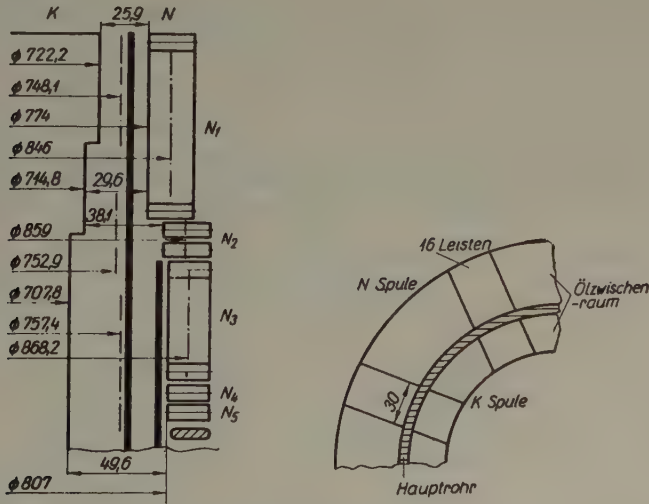


Abb. 10

V. Zahlenbeispiel\*

Für die praktische Vorführung des hier beschriebenen Rechnungsganges haben wir die Berechnung der Spannungsverteilung an einem 120 kV, 24 MVA Transformator durchgeführt.

Bei der Berechnung haben wir vorausgesetzt, daß die Niederspannungswicklung des Transformators auf Erdpotential liegt. Das Schema der Wicklung ist aus Abb. 10 ersichtlich. Der Transformator ist diaboloartig angeordnet, es genügt daher, die Berechnung nur auf eine

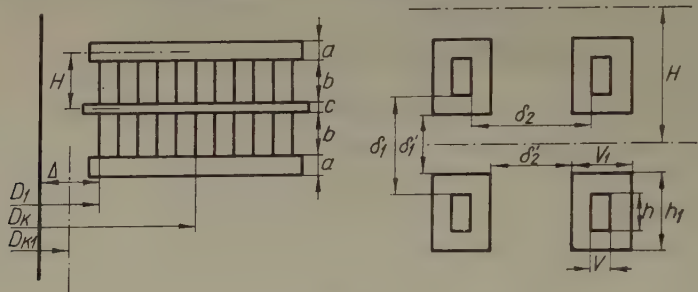


Abb. 11

Hälfte der Wicklung durchzuführen. Die Wicklung dieses Transformators ist aus fünf verschiedenen Spulen aufgebaut. Die Skizze einer Spule ist aus Abb. 11 ersichtlich. Die Angaben der einzelnen Spulen sind in Tab. IV enthalten.

Tabelle IV

Spule		$D_K$	$D_1$	$a$	$b$	$c$	Win- dungs- zahl	Leiterabmessungen		$H$	$\delta_2$	$\delta_3$	$\Delta$	$\Delta_1$	$D_{K1}$	$d$
Zeichen	Nr							$h \times V$	$h_1 \times V_1$							
$N_1$	13	846	774	6	8,1	2	$2 \times 20$	$6,7 \times 2,2$	$8,1 \times 3,6$	12,1	2,4	1,4	25,9	6	748,1	3
$N_2$	2	859	791	7	9,1	2	$2 \times 20$	$7,7 \times 2$	$9,1 \times 3,4$	13,6	3,4	1,4	38,1	6	752,9	3
$N_3$	10	868,2	807	7	9,1	2	$2 \times 18$	$7,7 \times 2$	$9,1 \times 3,4$	13,1	3,4	1,4	49,6	11	757,4	7
$N_4$	1	866,2	807	7	9,4	2	$2 \times 16$	$7,7 \times 2$	$9,4 \times 3,7$	13,4	3,7	1,7	49,6	11	757,4	7
$N_5$	1	867	807	7 8	9,7	2,5	$2 \times 15$	$7,7 \times 2$	$9,7 \times 4$	14,45	4,5	2	49,6	11	757,4	7

Die Wicklung beginnt mit der Spule  $N_5$ , vor die ein Potentialsteuerring angebracht ist, somit ist die Dicke der Isolation an den zwei Seiten der Spule verschieden.

Die Dielektrizitätskonstanten der verwendeten Materialien sind in Tab. V enthalten.

Tabelle V

Material	$\epsilon$
Öl.....	2,2
Ölpapir .....	4,3
Preßspan .....	4,3
Pabit .....	3,5

\*Bei der Ausarbeitung des Zahlenbeispiels wirkte Ing. L. Kiss mit.

## 1. Berechnung der Erdkapazitäten

Bei der Berechnung der Erdkapazitäten wurde angenommen, daß die Niederspannungswicklung auf Erdpotential liege, also  $k_2 = 1$  ist. Die Kapazität zwischen der Hochspannungswicklung und dem Transformatorgefäß wurde vernachlässigt,  $C_{nv} = 0$ .

Berechnung der Erdkapazität der Spule  $N_1$ 

Im Raum zwischen der Hoch- und Niederspannungswicklung sind außer dem Hauptrohr 16 Preßspanleisten angeordnet. Die Wirkung dieser wird mit der Veränderung der Dielektrizitätskonstante des Öls (durch Verminderung) in Rechnung genommen.

Zahl der Leisten: 16

Abmessungen der Leisten nach Abb. 10:  $b = 30$  mm, mittlerer Durchmesser des Kanals bei Spule  $N_1$   $D_{k1} = 748,1$  mm

Der prozentuale Wert des durch die Leisten bedeckten Umfanges

$$\beta = \frac{n \cdot b}{\pi D_{k1}} = \frac{16 \cdot 30}{\pi 748,1} = 20,4\%.$$

Dielektrizitätskonstante der Leisten: 4,3

Dielektrizitätskonstante des Öles: 2,2

Die durchschnittliche Dielektrizitätskonstante ist demnach [1, 10]

$$\varepsilon_k = \frac{20,4}{100} 4,3 + \frac{100 - 20,4}{100} 2,2 = 2,63.$$

Die Ölzischenräume werden wegen der Leisten mit der Dielektrizitätskonstante 2,63 in Rechnung genommen. Bei der Berechnung der Veränderung der Dielektrizitätskonstante muß wegen des Hauptrohres berücksichtigt werden, daß das Hauptrohr eine reihenweise Schichtung verursacht.

Die volle Dicke des Ölkanals ist  $\Delta = 2,59$  cm. Im Kanal sind  $\Delta_1 = 0,6$  cm dicker Pablit mit einer Dielektrizitätskonstante  $\varepsilon_p = 3,5$  und  $d = 0,3$  cm dickes Ölpapier mit einer Dielektrizitätskonstante von  $\varepsilon'_p = 4,3$ . Die Dicke des in dem Kanal befindlichen Öles ist  $\Delta_0 = 2,59 - 0,6 - 0,3 = 1,69$  mit der Dielektrizitätskonstante  $\varepsilon_k = 2,63$ .

Mit Verwendung dieser Werte

$$\frac{1}{\varepsilon_{red}} 2,59 = \frac{1,69}{2,63} + \frac{0,3}{4,3} + \frac{0,6}{3,5}$$

$$\varepsilon_{red} = 2,94.$$

Das ist die bei der Berechnung der Erdkapazität zu verwendende reduzierte Dielektrizitätskonstante.

Die Kapazität zwischen der Hoch- und Niederspannungsspule ist nach Formel des Plattenkondensators

$$C_{nk} = \frac{10}{4 \pi \cdot 9} \cdot \frac{D_{kl} \pi}{\Delta} H \varepsilon_{red} \simeq 0,28 \frac{D_{kl}}{\Delta} H \varepsilon_{red} = 0,28 \frac{74,81}{2,59} 1,21 \cdot 2,94$$

$$C_{nk} \simeq 29 \text{ pF.}$$

Zur Bestimmung der vollen Kapazität ist das Korrektionsglied  $k_1$  notwendig, der Wert desselben ist

$$k_1 = 1 - \frac{\frac{H-h}{H} \cdot \frac{H-h}{\Delta}}{5 + \frac{H-h}{\Delta}} = 1 - \frac{\frac{1,21 - 0,67}{1,21} \cdot \frac{1,21 - 0,67}{2,59}}{5 + \frac{1,21 - 0,67}{2,59}}$$

$$k_1 = 0,868.$$

Damit ist die Erdkapazität der Spule  $N_1$

$$C_{N_1} = 29 \cdot 0,868 = 25 \text{ pF.}$$

Mit den Angaben der Tab. IV sind die Erdkapazitäten der übrigen Spulen in gleicher Weise zu berechnen. Die Ergebnisse der Berechnung sind in der Tab. VI zusammengestellt.

## 2. Berechnung der Spulenkapazitäten K

Als Beispiel wurden die Kapazitäten der Spule  $N_1$  berechnet. Für die Berechnung von K ist die Bestimmung der Kapazitäten  $C_1$  und  $C_2$  notwendig.

$C_1$  ist die Kapazität der nebeneinander liegenden Windungen, diese wird mit den Werten der Tab. IV folgendermaßen berechnet:

$$C_1 = 0,28 \frac{D_k h \varepsilon_r}{\delta_2} = 0,28 \frac{84,6 \cdot 4,3}{0,14} 0,67 = 488 \text{ pF.}$$

$C_2$  ist die Kapazität der übereinander liegenden Windungen. Nachdem die Berechnung für Halbspulen erfolgt, wird die Kapazität der über und unter der Halbspule vorhandenen Kanals verschieden.

Oberhalb der Halbspule (gegen die andere Spule) ist ein Ölkanal, in welchem 16,  $b = 55$  Versteifungsleisten angebracht sind, unter der Halbspule (zwischen den zwei Halbspulen) ist eine 2 mm breite Einlageplatte vorhanden.

Bei der Berechnung der Kapazität ( $C_2$ ) des oberen Kanals muß die gemeinsame Dielektrizitätskonstante auf dieselbe Art berechnet werden wie bei der Berechnung der Erdkapazitäten.

Der durch die Leisten bedeckte Umfang

$$\beta = \frac{b \cdot n}{D_k \pi} = \frac{55 \cdot 16}{846 \pi} = 33\%.$$

Die Dielektrizitätskonstante der Leisten  $\varepsilon_l = 4,3$ . Die gemeinsame Dielektrizitätskonstante ist

$$\varepsilon_k = \frac{33}{100} 4,3 + \frac{100 - 33}{100} 2,2 = 2,9.$$

Diese Dielektrizitätskonstante ist nur für den  $a_1 = 6$  mm dicken Ölzwischenraum gültig. Mit diesem ist die  $Sz = 2 \times 0,7$  mm breite Papierisolation der Spule in Reihe geschaltet.

Der resultierende Dielektrizitätskonstante dieser beiden Isolationen

$$\frac{1}{\varepsilon_r} 7,4 = \frac{1,4}{4,3} + \frac{6}{2,9} ; \quad \varepsilon_r = 3,10.$$

Mit dieser gemeinsamen Dielektrizitätskonstante gerechnet, ist die Kapazität des oberen Kanals

$$C'_2 = 0,28 \frac{D_k V_1}{a + Sz} \varepsilon_p = 0,28 \frac{84,6 \cdot 0,36}{0,6 + 0,14} 3,10 = 35,6 \text{ pF.}$$

Die Kapazität des unteren Ölkanals kann, nachdem die Dielektrizitätskonstante des Ölpapiers (Spulenisolation) und des Preßpans (Einlageplatte) die gleiche ist, ohne Reduzierung der Dielektrizitätskonstante unmittelbar berechnet werden:

$$C''_2 = 0,28 \frac{D_k V_1}{c + Sz} \varepsilon = 0,28 \frac{84,6 \cdot 0,36}{0,34} 4,3 = 108 \text{ pF.}$$

Die ermittelte Kapazität der beiden Kanäle ist

$$C_a = \frac{C'_2 + C''_2}{2} = \frac{108 + 35,6}{2} = 71,8 \text{ pF.}$$

Die volle Spulenkapazität der Spule ist, wenn ihre Windungszahl  $s = 20$  beträgt

$$K_{N_1} = sC_2 \left[ 1 + \frac{1}{s} \sqrt{\frac{C_1}{C_2}} \right] = 20 \cdot 71,8 \left[ 1 + \frac{1}{20} \sqrt{\frac{488}{71,8}} \right] = 1625 \text{ pF}.$$

Mit Hilfe der Werte in Tab. IV können die Erdkapazitäten der übrigen Spulen auf ähnliche Art berechnet werden. Die Ergebnisse der Berechnung sind in Tab. VI zusammengefaßt.

Tabelle VI

Spule	Anzahl der Spulen	$K^p F$	$C^p F$
$N_1$	28	1625	25,0
$N_2$	4	1513	22,4
$N_3$	20	1450	17,4
$N_4$	2	1290	17,8
$N_5$	2	975	19,2

Die Kapazität der beiden Halbspulen der Spule  $N_5$  ist wegen des Potentialsteuerings verschieden.

3. Das Ersatzschaltbild der Spule und die Reduktion desselben

Das Ersatzschaltbild der Wicklung ist in Abb. 12 aufgezeichnet. Der Transformator ist der Zahl der Spulen entsprechend auf fünf Teile aufgeteilt.

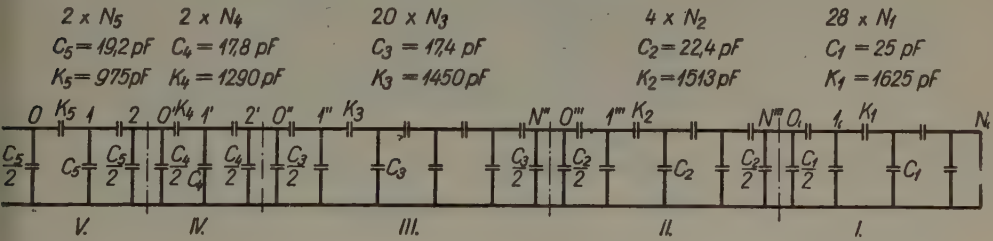


Abb. 12

1. Danach wird die resultierende Kapazität des am Ende geerdeten I. Teiles mit Hilfe der Formel (18) berechnet :

$$N_g = N \sqrt{\frac{C_1}{K_1}} = 28 \sqrt{\frac{25}{1625}} = 3,48 > 3,$$

also ist  $\tanh N_g = 1$ ,

$$C_{e1} = \sqrt{C_1 K_1} = \sqrt{25 \cdot 1625} = 202 \text{ pF}.$$

2. Es wird die resultierende Kapazität des mit der Kapazität  $C_{e1} = 202 \text{ pF}$  abgeschlossenen Teiles II mit Hilfe der Formel (19) berechnet :

$$C_{e2} = \sqrt{1513 \cdot 22,4} \frac{1 + \frac{202}{\sqrt{1513 \cdot 22,4}} \operatorname{ctgh} 0,482}{\frac{202}{\sqrt{1513 \cdot 22,4}} + \operatorname{ctgh} 0,482} = 172,3 \text{ pF}.$$

3. Es wird die resultierende Kapazität des mit der resultierenden  $C_{2c} = 172,3 \text{ pF}$  abgeschlossenen Teiles III mit Hilfe der Formel (19) bestimmt:

$$C_{c3} = \sqrt{17,4 \cdot 1450} \frac{1 + \frac{172,3}{\sqrt{17,4 \cdot 1450}} \operatorname{ctgh} 2,19}{\frac{172,3}{\sqrt{17,4 \cdot 1450}} + \operatorname{ctgh} 2,19} = 158 \text{ pF.}$$

4. Die resultierenden Kapazitäten von V und IV werden nach der Schritt-für-Schritt-Methode nach Abb. 13 berechnet.

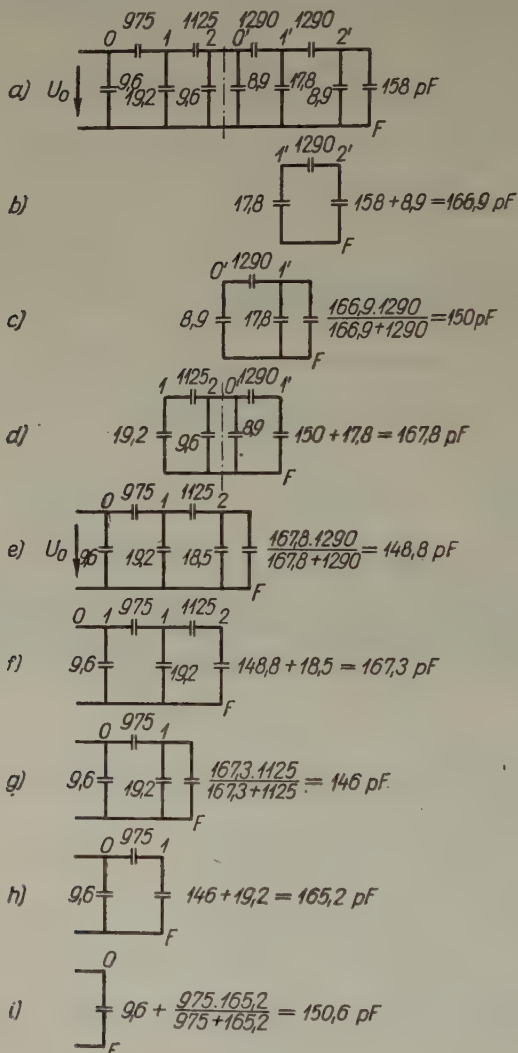


Abb. 13

Nachdem die Hochspannungswicklung des Transformators aus zwei parallelgeschalteten Wicklungen besteht, ist die resultierende Kapazität

$$C_{er} = 2 \cdot 150,6 = 301,2 \text{ pF.}$$

Zu diesen Werten muß noch die Kapazität des Durchführungsisolators addiert werden, diese beträgt ca. 500 pF, somit ist der Wert der den Stoßspannungsgenerator belastenden Kapazität

$$C_{er} = 800 \text{ pF.}$$

#### 4. Berechnung der Spannungsverteilung

Die eindringende Stoßwelle werde als 100% angenommen, dann ist die auf die erste Halbspule kommende Spannung  $U_{01}$  nach Abb. 13h

$$U_{01} = \frac{165,2}{975 + 165,2} 100 = 14,5\%.$$

Die zwischen Punkt 1 und der Erde auftretende Spannung

$$U_{1F} = U_0 - U_{01} = 100 - 14,5 = 85,5\%.$$

Die auf die zweite Halbspule kommende Spannung ( $U_{12}$ ) ist nach Abb. 13f

$$U_{12} = 85,5 \frac{167,3}{1125 + 167,3} = 11,06\%.$$

Die zwischen Punkt 2 und der Erde auftretende Spannung ist

$$U_{2F} = 85,5 - 11,06 = 74,44\%.$$

Auf die erste Spule der Wicklung fällt demnach die Spannung

$$U_{02} = 25,56\%.$$

Die auf die dritte Halbspule kommende Spannung ( $U_{01}$ ) ist nach Abb. 13d

$$U_{01} = 74,44 \frac{167,8}{1290 + 167,8} = 8,56\%.$$

Die zwischen Punkt 1 und der Erde auftretende Spannung ist

$$U_{1F} = 74,44 - 8,56 = 65,88\%.$$

Die auf die vierte Halbspule kommende Spannung (Abb. 13b) ist

$$U_{12} = 65,88 \frac{166,9}{166,9 + 1290} = 7,53\%.$$

Die zwischen Punkt 2' und der Erde auftretende Spannung ist

$$U'_{2F} = 65,88 - 7,53 = 58,35\%.$$

Die auf die zweite Spule kommende Spannung ist also

$$U_{02}'' = 7,53 + 8,56 = 16,09\%.$$

Die Spannung  $U_{2F} = 58,35\%$  ist gleichzeitig auch die auf den Teil III kommende Spannung. Die Spannungsverteilung des aus 20 Gliedern bestehenden dritten Teiles wird nach der Formel (20) berechnet:

$$U_v = 58,35 \frac{\operatorname{ch}(20 - v) \sqrt{\frac{17,4}{1450}} + \frac{172,3}{\sqrt{1450 \cdot 17,4}} \operatorname{sh}(20 - v) \sqrt{\frac{17,4}{1450}}}{\operatorname{ch} 20 \sqrt{\frac{17,4}{1450}} + \frac{172,3}{\sqrt{1450 \cdot 17,4}} \operatorname{sh} 20 \sqrt{\frac{17,4}{1450}}} =$$

$$= 6,20 [\operatorname{ch} 0,11(20 - v) + 1,086 \operatorname{sh} 0,11(20 - v)].$$

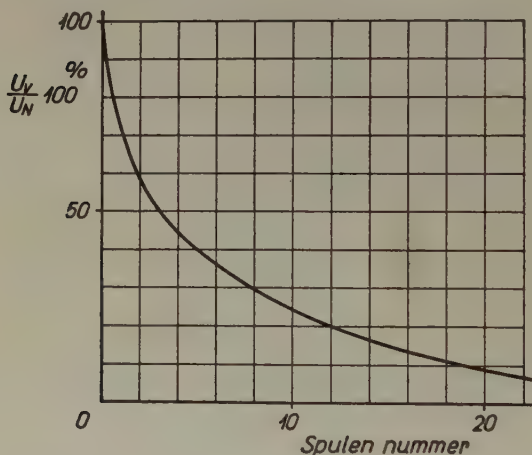


Abb. 14

Die berechnete Spannungsverteilung ist in Abb. 14 veranschaulicht.

Aus Abb. 14 geht hervor, daß es sich nicht mehr lohnt die Spannungsverteilung der Gruppen IV und V wegen der kleinen Spannung zu berechnen.

### 5. Die Überprüfung der Isolation des Transformators

#### a) Spulenisolation

Für die 120 kV Transformatoren schreibt die Norm der Koordinierung der Isolationsniveaus für das entsprechende obere Niveau 600 kV, und mittlere Niveau 480 kV vor.

Nach den erhaltenen Ergebnissen wird die Isolierung zwischen den ersten zwei Halbspulen mit 25,56% der vollen Spannung in Anspruch genommen.

Dem entspricht bei einer 600 kV vollen Spannung 153 kV und bei einer 480 kV vollen Spannung 123 kV.

Die Isolierung zwischen den Halbspulen besteht aus 2,5 mm Preßpan und 2 mm Ölpapier. Nach Tab. III hält diese Isolierung 144,5 kV Stoßspannung aus.

Auf die Isolation zwischen der ersten und zweiten Spule entfallen  $11,06 + 8,56 = 19,62\%$  der Spannung, 600 kV volle Spannung vorausgesetzt 118 kV, und 480 kV volle Spannung vorausgesetzt 94 kV entsprechen.

Die Isolierung zwischen den Spulen besteht aus 7 mm Ölkanal und aus 2 mm Papier, welche nach Tab. II 140 kV Stoßspannung aushalten.

Es kann festgestellt werden, daß die Isolierung den 480-kV-Stoß aushält, jedoch durchgeschlagen wird, wenn der Transformator einen 600-kV-Stoß erhält. Die Ergebnisse der Berechnung werden durch die Resultate der seitens des Lehrstuhls für Elektrische Kraftwerke an einem ähnlichen Transformator durchgeführten Stoßüberschlagsversuche unterstützt. Dieser Transformator hielt die 480-kV-Stöße ohne Schaden aus, auf die Wirkung der 600 kV vollen und unterbrochenen Stoßwellen ist aber ein Durchschlag eingetreten.

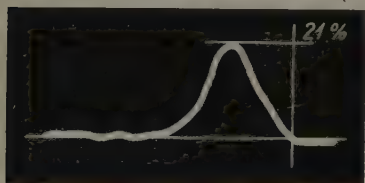
#### b) Windungsisolation

14,5% der auf die erste Halbspule entfallenden Spannung verteilen sich gleichmäßig auf die 15 Windungen, somit ist die Windungsspannung 0,98%, dem bei einem vollen Stoß von 600 kV eine Spannung von 5,9 kV und bei 480 kV eine Spannung von 4,6 kV entspricht.

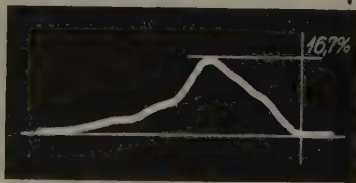
Die Windungsisolation besteht aus 2 mm Ölpapier, das nach Tab. III und Abb. 11 eine Spannung von 65 kV aushält. Daraus ist also ersichtlich, daß die Stoßprüfung die Windungsisolation nicht gefährdet.

### VI. Vergleich der Meß- und Rechenergebnisse

Zur Überprüfung der durch Berechnung erhaltenen Ergebnisse wurden die auf den ersten zwei Spulen des berechneten 120 kV, 24 MVA Transformators auftretenden Spannungen mit einem Niederspannungsstoßgenerator gemessen.



Nr. 1



Nr. 2

Die Meßergebnisse sind aus den Oscillogrammen Nr. 1 und 2 ersichtlich.

Die Aufnahme Nr. 1 zeigt die auf der ersten, die Aufnahme Nr. 2 die auf der zweiten Spule auftretende Spannung. Aus den Aufnahmen geht hervor, daß die auf der ersten Spule auftretende Spannung 21%, die auf der zweiten Spule auftretende Spannung 16,7% der eindringenden Stoßwelle beträgt.

Bei den Berechnungen wurde auf der ersten Spule 25,56%, auf der zweiten Spule 16,90% gefunden.

Die Ergebnisse der Berechnung und der Messung stimmen befriedigend überein. Die Berechnungen ergeben eine um einige Prozente höhere Beanspruchung, die ihren Grund außer in der Ungenauigkeit der Berechnung auch darin hat, daß die Messung mit einer Stoßwelle 1/50, die Berechnung hingegen mit Rechteckwellen erfolgte.

## VII. Zusammenfassung

Bei Transformatoren neuen Typs ist es zweckmäßig, nach Beendigung der Berechnung und der Konstruktion die Berechnung der Kapazitäten und der Stoßspannungsverteilungen durchzuführen. Falls der Transformator den gestellten Anforderungen nicht entspricht, kann der Konstrukteur durch Anwendung von Abschirmungen, Schutzkapazitäten, verstärkter Isolation usw. die auftretenden Beanspruchungen beeinflussen. Ihre Wirkung ist mit der erörterten Methode ebenfalls zu verfolgen. Zweckmäßig wird auch die Berechnung vor der Stoßspannungsprüfung durchgeführt, teils zur Bestimmung der zu erwartenden Beanspruchungen, teils zur Bestimmung der resultierenden Kapazität des Transformators. Diese ist zur Bestimmung der zufolge des Transformators auftretenden Spannungsänderung des Stoßgenerators nötig.

Die Brauchbarkeit der angegebenen Berechnungsmethode und die Tabellen werden durch die erörterten Versuchsergebnisse bewiesen, bei denen von besonderem Interesse die Tatsache ist, daß der Transformator der Berechnung gemäß den 480-kV-Stoß aushalten muß, den 600-kV-Stoß jedoch nicht mehr. Bei dem mit der Berechnung überprüften Transformator erfolgte der Durchschlag bei über 480 kV, jedoch unterhalb 600 kV.

Zum Abschluß möchte ich Prof. Dr. I. EISLER, der meine Arbeit lenkte, und Dr. Gy. TÉGLÁS, der mir sowohl bei der Übersetzung half als mich auch sonst mit Rat versah, meinen aufrichtigen Dank aussprechen.

## Schrifttum

1. VEREBÉLY, L.: Villamos erőátvitel I (Elektrische Kraftübertragung I). Budapest 1953.
2. LISKA, J.: Transzformátorok (Transformatoren). Budapest 1950.
3. SIMONYI, K.: Elméleti Villamosságtan (Theoretische Elektrotechnik). Budapest 1952.
4. HELLER, B.—VEVERKA, A.: Stoßerscheinungen in elektrischen Maschinen. Berlin 1957.
5. WELLAUER: Einführung in die Hochspannungstechnik. Basel 1954.
6. BEWLEY: Travelling Waves in Transmission Systems. New York 1951.
7. LUKÁCS—GÁBOR: Beszámoló a lengyelországi tanulmányútról (Bericht über die Studienreise nach Polen).
8. KÜFFMÜLLER: Einführung in die theoretische Elektrotechnik. Berlin 1951.
9. Булгаков: Расчет трансформаторов (Transformatoren-Berechnung). Moskau 1950.
10. EISLER, J.: Szigetelőanyagok (Isoliermaterialien). Budapest 1957.
11. WALDVOGEL, P.: Berechnung der kapazitiven Anfangs-Spannungsverteilung im Innern einer Transformatorwicklung beim Ankommen einer rechteckigen Stoßwelle. SEV. Bulletin 3, 57. (1942).
12. WALDVOGEL, P.—RUXEL, R.: Eine neue Methode zur Berechnung der Stoßspannungsverteilung. Brown-Boveri Mitt. 6, 206. (1956).
13. HALLE: Wanderwellen in Wicklungen. Archiv für Elektrotechnik. 1938. 3515.
14. HELLER: Die Eingangskapazität geschildeter Transformatoren. Acta Technica. ČSAV. 1, (1957).

G. KARÁDY Budapest, Budafoki út 8.

# VERFAHREN ZUR KÜNSTLICHEN KÜHLUNG DER KÜHLLUFT VON ELEKTRISCHEN GENERATOREN

Von

Á. BAKAY und L. SZÜCS

Lehrstuhl für Energiewirtschaft der Technischen Universität Budapest

(Eingegangen am 22. Oktober 1957.)

## Einleitung

Bekanntlich wird die Belastungsfähigkeit von elektrischen Generatoren durch deren Erwärmung begrenzt. Die Verlustwärme muß abgeführt werden, und deshalb werden die elektrischen Generatoren mit sogenannten Kreislaufkühlern ausgestattet. Diese ist im Grunde genommen eine Kühlfläche für Luft, mittels welcher die durch den Generator kreisende Luft abgekühlt wird. Die Kühlung der Luft erfolgt im allgemeinen mittels des in den Kondensatoren des Kraftwerkes verwendeten Kühlwassers.

Diese Lösung hat bis zu gewissen Generatorengößen (etwa 30—50 MW) vollkommen entsprochen. Mit der weiteren Erhöhung der Einheitsleistungen erhöhte sich jedoch auch die abzuführende Wärmemenge und es mußte daher für ein besseres Kühlmittel als die Luft gesorgt werden. Man fand dieses Mittel im Wasserstoff. Nach der kinetischen Gastheorie steht nämlich der Wärmeleitungskoeffizient der Gase im umgekehrten Verhältnis zu ihrem Molekulargewicht. Deshalb beträgt die Wärmeleitungszahl von Wasserstoff rund das Siebenfache der Luft und ein Körper kühlt in einer Wasserstoffatmosphäre bei sonst gleichen Wärmeübergabeverhältnissen rascher ab als in einer Luftatmosphäre. Damit kann erreicht werden, daß bei gleichem Temperaturunterschied zwischen dem Kühlmittel und der Oberflächentemperatur des Generators der Wasserstoff dem Generator eine größere Wärmemenge entzieht. Durch diese Lösung wurde der Bau von Generatoren mit Leistungen von 250—275 MW ermöglicht.

Eine von der obenbeschriebenen abweichende Lösung der Kühlungsprobleme von Generatoren wurde von URBANEK vorgeschlagen.\*

Das Wesen seines Vorschlages besteht darin, daß er die im Kreislaufkühler zirkulierende Luft künstlich auf eine tiefere Temperatur als die des zur Verfügung stehenden Kühlwassers abkühlt. Auf diese Weise werden die Temperaturunterschiede im Generator größer, was zur Folge hat, daß auch die übertragenen Wärmemengen sich im Verhältnis zur Steigerung der Temperatur-

\* MÁNDY—URBANEK—HELLER: »Essais d'amélioration du refroidissement des turbo-alternateurs«. CIGRÉ 1956.

unterschiede erhöhen. Der Vorschlag ist seinerzeit für mit Rückkühlung (sonach mit wärmerem Kühlwasser) arbeitende Kraftwerke entstanden, um auf diese Weise die Belastungsfähigkeit der Generatoren zu steigern.

Im Jahre 1951 wurde eine, diesem Vorschlag entsprechende, Versuchsanlage erstellt, in der auch die Auswirkung der Kühlung auf die Belastungsfähigkeit nachgewiesen wurde. In der Folge hat sich die Aufgabe lediglich auf die Wahl einer geeigneten Kühleinrichtung beschränkt. Bei der Versuchsanlage wurde eine Ammoniakkompressor-Kühlmaschine verwendet, die sich jedoch infolge der hohen Anschaffungskosten sowie ihrer empfindlichen Betriebsverhältnisse für einen Dauerbetrieb (also keinen Versuchsbetrieb) nicht eignete.

## I.

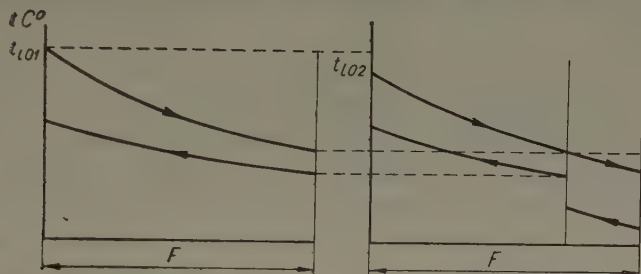
Nach diesen Vorgängen haben wir begonnen, uns mit der Ausarbeitung einer für den Generator eines einheimischen Kraftwerkes geeigneten Kühleinrichtung zu beschäftigen. Wir haben uns bemüht, eine Kühleinrichtung zu finden, die preiswert ist und sich zum Einfügen in die kalorischen und maschinellen Einrichtungen der Wärmekraftwerke gut eignet. Als Ergebnis unserer Forschungsarbeiten wurde ein, obige Gesichtspunkte befriedigendes Kühlsystem ausgearbeitet, welches sich derzeit in Ausführung befindet.

Das Wesentliche der Kühleinrichtung ist in großen Zügen das Folgende.\* Ein Teil der jetzigen Kreislaukühlerfläche wird aus der Zirkulation des zur Verfügung stehenden Kühlwassers ausgeschaltet und im so abgeschiedenen Teil künstlich gekühltes Wasser in Umlauf gebracht (Abb. 1). Das Verhältnis der Flächenunterteilung hängt in erster Reihe von der Temperatur des zur Verfügung stehenden Kühlwassers und von der angestrebten Lufttemperatur ab. Das künstlich gekühlte Wasser wird durch eine Dampfstrahlkältemaschine hergestellt. Der Dampfbedarf der Kühlmaschine wird einer Turbinenanzapfung entnommen, und als deren Kondensator dient der der Turbine selbst.

Die Schaltung der Einrichtung zeigt Abb. 2. Der Kreislaukühler des Generators wird in zwei Teile ( $n$ ) und ( $o$ ) unterteilt, von welchen Teil ( $n$ ) in den Kreis des gewöhnlichen Kühlwassers, während Teil ( $o$ ) in den künstlich gekühlten Wasserkreis eingeschaltet ist. Die Rückkühlung vom auf der Fläche ( $o$ ) erwärmten Wasser erfolgt im Ausdampfgefäß ( $e$ ). Der Dampfstrahlkompressor ( $d$ ), welcher aus der Anzapfung ( $c$ ) der Turbine gespeist wird, saugt aus dem Ausdampfgefäß. Dieser Arbeitsdampf sowie die aus dem Ausdampfgefäß abgesaugten Brüden gelangen über die Leitung ( $g$ ) in den Kondensator ( $u$ ) der Turbine und werden dort niedergeschlagen. Die Entlüftung des Kondensators bewirkt in üblicher Weise der Ejektor ( $j$ ). Der Ersatz des Wassers vom Ausdampfer erfolgt aus dem Kondensator über Leitung ( $k$ ). In diese Leitung ist

\* Patentanmeldung von HELLER—BAKAY—JÁSZAY—SZÜCS: »Verfahren und Einrichtung zur künstlichen Kühlung der Kreislaukühler von elektrischen Generatoren«.

ein Ventil (*l*) eingefügt. Das Wasser fließt unter der Wirkung des Druckunterschiedes selbsttätig aus dem Kondensator in den Ausdampfer, in dem ein geringerer Druck als der Kondensatordruck herrscht. Das Wasser im Kühlsystem wird durch die Pumpe (*m*) in Umlauf gehalten und das zirkulierende Wasser ist ebenso chemisch rein wie im Kondensator. Der Widerstand des Kühlwasserkreises und die Pumpe selbst werden so bemessen, daß innerhalb



**Abb. 1.** Temperatur-Oberflächendiagramm von lediglich mit natürlichem Kühlwasser (linke Seite der Abbildung) bzw. mit künstlich rückgeköhltem Wasser (rechte Seite der Abbildung) geköhlten Kreislaufköhlern

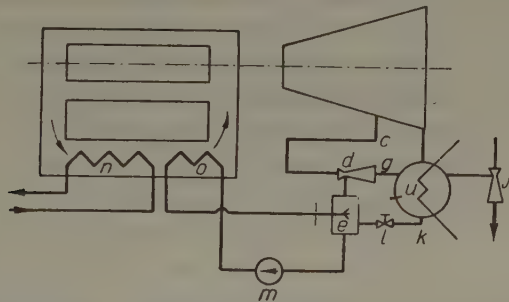


Abb. 2. Schaltung der Ejektoreinrichtung zur künstlichen Kühlung des Generatoren-Kreislaufkühlers

der Kühlfläche ein etwas über dem Atmosphärendruck liegender Druck herrschen soll, wodurch der Gefahr von Lufteinbrüchen vorgebeugt wird.

Die Regulierung der vorbeschriebenen Einrichtung erfolgt durch Mengenregulierung oder Drosselung vom Arbeitsdampf des Ejektors. Die einzelnen Düsen des Ejektors können ausgeschaltet oder der Druck des einströmenden Dampfes verringert werden. Im übrigen ist die beschriebene Einrichtung zum Teil auch selbstregulierend; mit geringerer Last vermindert sich auch der Anzapfdruck der Turbine und damit auch die abgesaugte Dampfmenge, was wiederum eine Abnahme der Kühlleistung zur Folge hat.

Selbstverständlich ist das vorstehend beschriebene Verfahren nicht das einzig mögliche für die künstliche Kühlung von elektrischen Generatoren, da grundsätzlich jeder andere Kühlkreislauf in Betracht kommen kann. Wir beschäftigen uns zur Zeit ebenfalls mit dem Ausfindigmachen von weiteren

wirtschaftlichen und für gewisse Spezialfälle bzw. Bedingungen geeigneten Verfahren.

## II.

Der Gedanke der künstlichen Generatorkühlung hat aber auch aus anderen Gesichtspunkten sehr interessante Früchte getragen. Die künstliche Kühlung von Generatoren ermöglicht nämlich die wirtschaftlichste Bemessung der ganzen, mit künstlicher Kühlung versehenen Generatoreinheit. Wir beschreiben kurz ein Verfahren für Durchführung dieser Bemessung.

Offensichtlich dienen als Ausgangspunkt für diese Bemessung die zufolge der Auswirkung der Kühlung eintretende Verlängerung der Lebensdauer vom Rotor und Stator sowie die in deren Interesse aufzuwendenden Kosten der Kühlung.

Es kann vorausgesetzt werden, daß in Hinblick auf die Bemessung nur solche Maschinen miteinander verglichen werden, welche nach ähnlichen Konstruktionsgrundsätzen mit gleichartigen Isolationsmaterialien gebaut werden.

Bekanntlich unterliegt die Alterung von elektrischen Maschinen (Wicklungen) nicht nur der Temperatur der Isolationsmaterialien, sondern sie ist auch Funktion von anderen Einflüssen (z.B. Vibrationen, mechanische Kraftwirkungen, usw.). Dies bedeutet, daß falls irgendeine Wicklung einer elektrischen Maschine, z. B. der Rotor, während  $k_0 \cdot 25$  Jahre auf einer gegebenen Temperatur  $t_r$  gehalten ( $k_0$  Jahr/Jahr Ausnützungsfaktor) wird, die Zahl der während dieser Zeit erforderlichen Neuwicklungen —  $n_i^0$  — nicht nur von der Temperatur  $t_r$ , sondern auch von anderen Faktoren abhängig ist. Es kann jedoch vorausgesetzt werden, daß bei Maschinen — von wesentlich gleicher Bauart — und es handelt sich lediglich um den Vergleich zwischen solchen — die Auswirkung dieser Faktoren unabhängig von der Temperatur stets die gleiche sein wird. Wenn also die Funktion  $n_i^0 = n_i^0(t)$  aus Versuchen an einer Maschine von ähnlichem Type ermittelt wurde, können Auswirkungen anderer Faktoren außer acht gelassen werden und die Formel wird, abgesehen von einer kleineren Streuung, richtige Werte ergeben.

Im Besitz der  $n_i^0 = n^0(t_r)$  bzw.  $I_i^0 = I_i^0(t_r)$  Funktionen ( $I_i^0$  gibt in Jahren die Lebensdauer der Wicklung der auf der Temperatur  $t_r$  betriebenen Maschine) kann jene Aufwendung berechnet werden, die der Generator während 25 Jahren beansprucht, wobei der Preis des Generators sowie die Kosten der erforderlichen Neuwicklungen in Betracht gezogen werden müssen.

Jedenfalls besteht folgender Zusammenhang:

$$n_i^0 = \frac{k_0 25}{I_i^0}.$$

Wir führen die Kennziffer  $N\%$  für die Belastung der Maschine ein, die angibt, welchen Prozentsatz der Generator seiner Bemessungs- und Nennleistung

im gegebenen Augenblick liefert. Der Index  $i$  besagt, daß es sich stets um die entsprechenden Daten der mit  $i$  bezeichneten Maschine handelt.

Wenn vorausgesetzt wird, daß das wirtschaftliche Optimum sich in der Gegend der 100%igen Belastung befindet, mit anderen Worten, daß die Nennleistung der Maschine von der wirtschaftlichsten Belastung nicht allzu sehr abweicht sowie daß der Fahrplan der Maschine nicht allzu stark von der Nennleistung verschieden ist, so kann mit guter Annäherung geschrieben werden:

$$Q_i = q_i N_i.$$

Mit anderen Worten, die aus der Maschine  $i$  mittels Kühlung abgeführte Wärmemenge ( $Q_i$  kcal/h) ist verhältnismäßig mit dem Belastungs-Prozentsatz ( $N_i$ ). Der Verhältnissfaktor ( $q_i$ ) hängt lediglich von der Konstruktion der Maschine ab. Andererseits kann die abgeführte Wärmemenge, als die von der Oberfläche der Rotoren- bzw. Statorwicklung in die Kühlluft abströmende Wärme, in der üblichen Weise geschrieben werden:

$$Q_i = \alpha_i F_i \Delta(t_{ri}, t_{li}),$$

wo  $t_{ri}$  die Temperatur des betreffenden Maschinenteiles und  $t_{li}$  die Temperatur der in die Maschine eintretenden Kühlluft in °C bedeutet.  $\Delta(t_{ri}, t_{li})$  gibt die Abhängigkeit des Wertes von  $Q_i$  von  $t_{ri}$  und  $t_{li}$  an, in diesem Fall also unterscheidet er sich vom logarithmischen Mittelwert der Temperatur nur insoweit, als er auch die Abhängigkeit der Wärmeübertragungszahl von der Temperatur mit beinhaltet. Die durchschnittliche Wärmeübertragungszahl  $\alpha_i$  ist eine, nur von der Konstruktion abhängige Konstante.

Die Gleichung kann weiterhin wie folgt umgestaltet werden:

$$N_i = \psi_i \Delta(t_{ri}, t_{li}),$$

wo  $\psi_i = \alpha_i F_i / q_i$  eine, nur von der Konstruktion der Maschine abhängige Konstante bedeutet.

Als nächste Aufgabe wäre eine solche Zahl zu finden, die für die Ausnutzung von in verschiedenem Grade ausgenützten Maschinen (verhältnismäßig kalt bzw. warm betrieben) charakteristisch ist. Diese im weiteren mit  $x$  bezeichnete Zahl soll Temperaturausnutzungsfaktor benannt werden.

Nachdem  $t_r = t_r(N_i, t_{li})$  ist, d. h. die Temperatur der entsprechenden Wicklung der Maschine  $i$  (Rotor bzw. Stator) eine durch die Temperatur der eintretenden Kühlluft und dem Prozentsatz der Belastung eindeutig definierte Funktion ist, wird

$$n_i^0 = n_i^0(N_i, t_{li}),$$

d. h. die Anzahl der im Laufe von 25 Jahren erforderlichen Neuwicklungen hängt ebenfalls nur von diesen beiden Faktoren ab.

Andererseits kann der Wert von  $x$  auch definiert werden als

$N_i = x \cdot N_s$ , wenn  $n_i^0 = n_s^0$ , vorausgesetzt, daß

$$t_{li} = t_{ls} = t_l.$$

Wir führen eine mit  $s$  bezeichnete Standardmaschine ein und setzen dann den Temperaturnutzungsfaktor einer Maschine gleich der Einheit, wenn die Anzahl der während 25 Jahren erforderlichen Neuwicklungen — gleiche ein tretende Temperatur der Kühlluft und gleichen Belastungsprozentsatz vorausgesetzt — mit der Anzahl der Neuwicklungen der Standardmaschine übereinstimmt.

Mit diesem Faktor kann folgende Funktion aufgeschrieben werden :

$$n^0 = f(N, t_l, x),$$

wo  $f$  eine für alle in Frage kommenden Maschinen gleiche Funktion bedeutet, und  $N$  sowie  $t_l$  für die Belastung bzw. die Kühlung, andererseits  $x$  für die Bemessung der Maschine charakteristische Werte sind.

Es ist leicht einzusehen, daß  $x$  tatsächlich nur Funktion der Bemessung der Maschine und von  $N$  bzw. von  $t_l$  unabhängig ist. Aus den Definitionsgleichungen kann nämlich ohne weiteres abgeleitet werden, daß

$$x = \frac{\psi_i \Delta(t_i, t_{li})}{\psi_s \Delta(t_{vs}, t_{ls})}.$$

Definitionsgemäß soll  $t_{li} = t_{ls} = t_l$  sein.

Da die Lebensdauer beider Maschinen im betrachteten Fall gleich lang ist, ist  $I_i^0 = I_s^0$ . Ferner kann aufgeschrieben werden, daß die Lebensdauer der Wicklung von der Temperatur gemäß einer Funktion von der Form

$$I_i^0 = e^{a_i - b_i t_{li}}$$

abhängt, wo  $a_i$  und  $b_i$  nur durch das Material der Isolation und der Wicklungsart bedingt, demnach voraussetzungsgemäß für die verschiedenen in Betracht kommenden Maschinen im großen und ganzen gleich sind. Nachdem andererseits laut der Definition  $I_i^0 = I_s^0$  ist, muß auch  $t_{li} = t_{ls}$  sein.

Alle diese Werte in die für  $x$  maßgebende Gleichung eingesetzt, erhalten wir, daß  $x = \psi_i/\psi_s$  und somit der Temperaturnutzungskoeffizient tatsächlich nur von den Maschinenabmessungen (Kühlflächen, Größe usw.) abhängt.

Auf diese Weise erhalten wir jene Funktion, welche die Anzahl der während 25 Jahren erforderlichen Neuwicklungen einer, durch einen beliebigen Temperaturnutzungskoeffizienten charakterisierten Maschine ergibt, wenn diese während der ganzen Zeit Kühlluft von der Temperatur  $t_l$  erhält und ihr Ausnutzungsfaktor  $k_0$  Jahr/Jahr gegeben ist.

Mit Hilfe dieser Funktion kann durch einfaches Integrieren die Anzahl der während 25 Jahren tatsächlich erfolgten Neuwicklungen bestimmt werden :

$$n = \int_0^{25 \text{ Jahre}} n^0 d\tau = \int_0^{25 \text{ Jahre}} f(N, t_l, x) d\tau$$

Voraussetzung für das Integrieren ist, daß  $N = N(\tau)$ , d. h. der Belastungs-fahrplan des Generators  $t_l = t_l(\tau)$  wird, demnach die Temperatur der Kühlluft in Funktion der Zeit und selbstredend bei  $x = \text{konstant}$  gegeben ist.

Wir müssen auch berücksichtigen, daß der Faktor  $k$  selbst von der Zahl der Neuwicklungen abhängt. Die Berücksichtigung kann mit entsprechender

Genauigkeit in der Weise erfolgen, daß der Wert von  $k_0$  vorläufig geschätzt, sodann die Integrierung ausgeführt und hierauf die Richtigkeit der Schätzung nachgeprüft wird.

Der Charakter des Integrals läßt erkennen, daß wenn der sog. »Fahrplan« gegeben (der zeitliche Veränderungen des Belastungsprozentsatzes anzeigt) und der der Bemessung zugrundegelegte Temperaturnutzungskoeffizient  $x$  bekannt ist,  $n$  — die Anzahl der bei den gegebenen Verhältnissen erforderlichen Neuwicklungen — ausschließlich vom Verlauf der die Änderung der Kühllufttemperatur darstellenden Funktion  $t_l = t_l(\tau)$  abhängen wird:

$$n = n [x, t_l(\tau)].$$

Wenn also diese Funktion bestimmt wird, kann in Kenntnis des Zinsfußes und der Kosten einer Neuwicklung die die Gesamtkosten für den Generator liefernde Funktion

$$R = R [x, t_l(\tau)]$$

berechnet werden.

Es empfiehlt sich die Berechnung, dem vorstehenden Schema gemäß, getrennt für den Rotor und den Stator auszuführen und die Summe der sich ergebenden Werte mit  $R$  zu bezeichnen.

Der nächste Schritt der Berechnung besteht in der Feststellung vom Verlauf der Funktion  $t_l = t_l(\tau)$ , was in Kenntnis der Temperatur und Menge des Kühlwassers, sowie der gegebenenfalls angewandten Art der künstlichen Kühlung bzw. deren »Fahrplanes« keinerlei Schwierigkeiten bereitet.

Wird nämlich keine künstliche Kühleinrichtung angewandt, so wird diese Funktion naturgemäß durch die zeitliche Änderung der Temperatur des Kühlwassers bestimmt. Wenn dagegen die im ersten Teil dieser Arbeit beschriebene Kühlvorrichtung verwandt wird, so kann diese durch zweckdienliche Regelung vom Betrieb der Kühlvorrichtung bestimmt werden. Vom Gang des Kühlvorrichtung-Betriebes können selbstverständlich auch die Kosten bestimmt werden. Auf diese Weise kann durch Einbeziehung der Amortisationskosten der Kühlvorrichtung eine Kostenfunktion aufgestellt werden, welche die Erzeugungskosten der einströmenden Kühllufttemperatur  $t_l = t_l(\tau)$  beinhaltet. Mit dieser und mit der Funktion  $R$  kann ein solcher Zusammenhang aufgestellt werden, aus dem die während der ganzen Lebensdauer des Generators erforderlichen Aufwendungen berechnet werden können, und zwar als Funktion vom Verlauf von  $x$  und der Funktion  $t_l = t_l(\tau)$ .

Diese Aufwendungen setzen sich in der Hauptsache aus folgenden Teilen zusammen :

Aus den Anschaffungskosten vom Generator und der Kühleinrichtung ;  
den Kosten der Neuwicklung ;  
den Energiekosten der Kühleinrichtung und  
ihrer sonstigen Betriebskosten.

Die Feststellung der Funktion  $t_l = t_l(\tau)$  und ihre Variierung mit den Maschinenabmessungen ermöglicht demnach durch das erläuterte Verfahren die Bestimmung der wirtschaftlichsten Kühleinrichtung (Kreislaufkühler + Kühlmaschine), des wirtschaftlich günstigsten Kühlmaschinebetriebes [diese liefern gemeinsam die Funktion  $t_l = t_l(\tau)$ ] und der wirtschaftlichsten Maschinenabmessungen (diese kommen im Werte von  $x$  zum Ausdruck). Diese Bestimmung kann — sofern die Zusammenhänge auf analytischem Wege untersucht werden — durch analytische Optimumrechnung (Variationsrechnung) oder nach einem graphischen Verfahren erfolgen, gegebenenfalls durch Kombination beider. Wir sind in Verbindung mit einer konkreten Aufgabe durch Kombination beider zum Ergebnis gekommen.

Andererseits hängen die Faktoren der Aufwendungen vom System und von der Betriebsweise des gewählten Kühlsystems sowie von der Ausnutzung und Größe der Maschinen ab. Aus den verschiedenen Lösungen kann demnach jene ausgewählt werden, welche die geringste Aufwendung erfordert und diese wird die wirtschaftlichste Lösung sein. Bei Überprüfung des Berechnungsverfahrens wird klar, daß es Fälle geben wird, bei denen die künstliche Kühlung nicht wirtschaftlich ist; bei diesen liefert das Berechnungsverfahren die wirtschaftliche Abmessung der Maschinen und der Kreislaufkühlerfläche. Da bei der Vergrößerung der Maschinenabmessungen über eine bestimmte Grenze hinaus die technischen Schwierigkeiten unverhältnismäßig wachsen, erhöhen sich auch über diese Grenze hinaus unverhältnismäßig die Investitionskosten für den Generator bzw. dessen Betriebskosten. In derartigen Fällen zeigt das Verfahren ganz eindeutig, daß die künstliche Kühlung die wirtschaftliche Lösung ist. Nachdem auch für wasserstoffgekühlte Maschinen dasselbe Bemessungsschema gilt, ist das Verfahren offenkundig auch geeignet — bei wirtschaftlich richtiger Wertung des mit der Wasserstoffkühlung Hand in Hand gehenden empfindlicheren Betriebes —, die Frage zu entscheiden, auf welchem Gebiet die Anwendung der natürlichen Luftkühlung, sodann der Wasserstoffkühlung, der künstlich gekühlten Luft bzw. Wasserstoffs und endlich von künstlich oder nur in einem Kreislaufkühler gekühlter Luft oder Wasserstoff unter hohem Druck begründet ist.

### Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit weist die großen Vorteile der künstlichen Kühlung der Generatoren auf und bietet hierfür eine praktische Lösung.

Die Arbeit zeigt ferner die Grundzüge eines neuen Bemessungsverfahrens für elektrische Generatoren.

Mit Hilfe dieses Verfahrens können sowohl die wirtschaftlichsten Abmessungen des Generators und des Kreislaufkühlers, als auch das Maß der künstlichen Kühlung selbst, festgestellt werden.

## BOOK REVIEW — BUCHBESPRECHUNG

OTTO BENEDIKT: Die neue elektrische Maschine »Autodyne«

Verlag der Ungarischen Akademie der Wissenschaften und Akademie-Verlag, Berlin 1957.

172 Seiten, 130 Bilder, 5 Tabellen im Text

Das Buch des korrespondierenden Mitgliedes der Ungarischen Akademie der Wissenschaften, Professor Otto Benedikt, welches die von ihm erfundene und Autodyne genannte Regler- und Verstärkermaschine zum Gegenstand hat, ist in deutscher Sprache in gemeinsamer Ausgabe des Akademischen Verlages und des Akademie-Verlag Berlin erschienen.

Das Buch erläutert die vom Autor nach neuen Prinzipien weiter entwickelten Lösungen des dreiphasigen Einankerumformers. Diese Lösungen erforderten außerordentlich geistreiche und tiefeschürfende Untersuchungen sowie ausgebreitete experimentelle Arbeit. Die Erfindung befreit sozusagen den Einankerumformer von seiner Starrheit als Synchronmaschine und macht ihn fähig zur Regelung der Gleichstromspannung, z. B. zur Stabilisierung der Spannung oder des Stromes auf der Gleichstromseite. Im Wesentlichen entwickelt er den von Schenfer und noch früher von Meller vorgeschlagenen in spezieller Weise erregten Drehfeldumformer dadurch, dass er die jeweilige Ständererregung nicht von der konstanten Spannung nimmt, sondern mit Hilfe einer solchen Spannungsänderung steuert, die durch den Winkelunterschied zwischen der Richtung des Drehfeldes (welches bei synchronem Laufe im Raume steht) und der durch die Bürsten der Gleichstromseite bestimmten Richtung charakterisiert ist. Auf diese Weise nimmt die Autodyne, trotzdem sie einerseits ähnlich dem gewöhnlichen synchronen Einankerumformer die Eigenschaften eines Leistungsumformers beibehält, Reglereigenschaften an, die sie andererseits den gewohnten Verstärkermaschinen ähnlich machen. Das mit außerordentlich gründlicher Ausführlichkeit geschriebene Buch baut von dem neuentdeckten Prinzip ausgehend die verschiedenen komplizierten Schaltungen der Autodyne auf und beschäftigt sich mit den in der Sowjetunion verwirklichten Typen und mit ihrer Verwendung. Aus den oben aufgezählten Tatsachen ergibt sich der entscheidende Vorteil der Autodyne gegenüber den für ähnliche Zwecke gebauten Motorgeneratoren, dass außer den gewünschten Regel-

kennlinien zu seinem Antrieb, ähnlich wie beim Einankerumformer kein besonderer Motor nötig ist, die Ankerverluste gering sind und in das Dreiphasennetz Blindleistung abgegeben werden kann.

Im Buche geht der Autor in logischer Reihenfolge von den einfachen Typen zu den komplizierten über, wobei er zahlreiche theoretische Einzelheiten klärt. So untersucht er die Wirkung der Sättigung, behandelt speziell die Regelgenauigkeit der automatisch regeln Autodyne, und behandelt für besondere Fälle der Regelung auch die sich in der Maschine abspielenden transienten Vorgänge. Schließlich behandelt er auch die Regelgeschwindigkeit und die Frage der Kommutation der Maschine. Das Buch kennzeichnet im allgemeinen die einfache und verständliche elementare Darstellungsart. Diese Methode folgt offenbar aus der Ansicht des Autors, daß er es nicht für zweckmässig hält, das neue — und daher seiner Meinung nach gründlichere Erklärung erfordernde — Prinzip in den gewohnten mehr Mathematik erfordernden Formen zu erläutern. Der Autor hat die wichtigsten Eigenschaften dieser neuen Maschine und auch die Eigentümlichkeiten der Wirkungsweise verschiedener Typen der Autodyne mit der berufenen Hand des Ingenieurs großer Praxis und des hervorragenden Pädagogen beschrieben.

Schließlich sei es dem Rezensenten erlaubt, zu diesem wertvollen Buch beziehungsweise zur Methode der Darstellung einige kritische Bemerkungen hinzuzufügen.

1. Der Autor hätte seine im Obigen erwähnte wissenschaftliche Methode erfolgreich ergänzen können durch Hinweis auf solche Zusammenhänge, die zwischen einem der vom Autor beim Drehfeldumformer eingeführten neuen Schemas und einer anderen Zielen dienenden aber ähnlichen Aufbau besitzenden Maschine besteht. Ich denke hiebei an eine gewisse Ähnlichkeit zwischen der vom Autor schlüpfende Statorerregung genannten Erregungsmethode und der Erregung des Ständers des Periodenumformers, wobei aber diese

äußere Ähnlichkeit mit grundlegenden prinzipiellen Unterschieden verbunden ist.

2. In der Einleitung des Buches beruft sich der Autor auf die sich auf Drehfeldumformer beziehenden Arbeiten Schenfers sowie auf seine eigenen diesbezüglichen Resultate. Das Buch wäre in natürlicher Weise durch die ausführliche literarische Aufzählung der erwähnten Arbeiten ergänzt worden, ebenso wie es richtig erschienen wäre, wenn unter

den Vorgängen der Autodyne auch andere Arbeiten aufgezählt worden wären, wenn sie auch mit den wesentlichen Teilen der Erfindung nur locker zusammenhängen (z. B. die Artikeln Mellers, die 1926 im E. und M. erschienen sind.)

Budapest den 14. Januar 1958.

*Dr. Ing. K. P. Kovács*  
Universitätsprofessor



Instruments for laboratories and research institutes

Measuring instruments for the textile industry

Instruments for power-plant control

Medical and surgical instruments

Medical and surgical apparatus

Electric measuring instruments

Medical and dental furniture

Electro-medical apparatus

Electronic instruments

Veterinary instruments

Geodetic instruments

Dental supplies

A m p o u l e s

*Exporters :*

**METRIMPEX**

Hungarian Trading Company  
for Instruments

Letters : Budapest 62.

P. O. B. 202

Telegrams : Instrument  
Budapest

*Metrимпex*



# *Electronic measuring instruments for all branches of science and industry*



Radio-technical measuring  
instruments



Telephone and telecommu-  
nication measuring instruments



Micro-wave measuring instruments



Measuring instruments for indust-  
rial and scientific applications



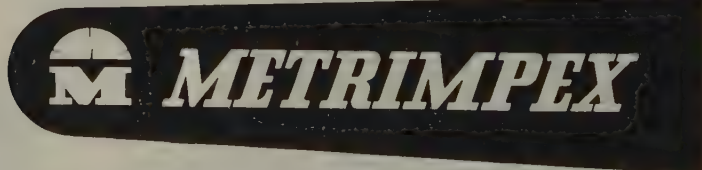
Elements for automatic control



Measuring instruments for nuclear  
physics



EXPORTERS:



**HUNGARIAN TRADING COMPANY FOR INSTRUMENTS**  
LETTERS: BUDAPEST 62, P. O. B. 202.  
TELEGRAMS: INSTRUMENT BUDAPEST

When visiting the World Exhibition an Brussels pay a visit to our informations  
bureau in the Hungarian pavilion

ON YOUR WAY TROUGH EUROPE

DON'T FORGET TO VISIT **HUNGARY!**

**BUDAPEST** the city of Spas, the city of historic art monuments,  
the city of musical and sport entertainments

**LAKE BALATON**, the Hungarian Sea, the ancient provincial towns.  
Nature reservation, colourful folklore

**„BREAKFAST IN BRUSSELS, LUNCH IN BUDAPEST”**

The planes of MALÉV-SABENA will take you within 4 hours from Brussels to Budapest

For all information contact:

Voyages Joseph Dumoulin, 77, Boulevard Adolphe Max Bruxelles,

**IBUSZ** Touring-, Travelling-, Transport- and Purchase Co. Ltd.  
Budapest, VI. Lenin krt 67. • Phone: 422-780 • Cables: IBUSZDION

VISIT OUR REPRESENTATION AT THE 1958 BRUSSELS WORLD EXHIBITIONS

*Just out:*

**WATER POWER DEVELOPMENT**

Vol. I.

*by Prof. Dr. EMIL MOSONYI*

Size 17×24 cms, 908 pages with 631 Figures and 6 Supplements  
Budapest, 1957

*A book of reference written especially for experts engaged in hydroelectric power development. In arranging the material and composing the book, the author was led, to a great extent, by pedagogical considerations, consequently the book can serve as a textbook for students in engineering as well, although — by its volume and the exhaustive treatment of certain problems — it goes far beyond the scope of a university text-book*

\*

**ENGLISH—HUNGARIAN AND HUNGARIAN—ENGLISH  
TECHNICAL DICTIONARY**

**TOME I. ENGLISH—HUNGARIAN PART**

Budapest, 1951. XI. 976 pp., seize 20×29 cms. Cloth

**TOME II. HUNGARIAN—ENGLISH PART**

Budapest, 1957, 752 pp., seize 20×29 cms. Cloth

**BIBLIOGRAPHIE DER UNGARISCHEN CHEMISCHEN LITERATUR  
1926—1945**

Zusammengestellt von Dr. M. Gáspár  
Budapest, 1957, 320 pp., seize 17.5×25 cms

**PUBLISHING HOUSE OF THE  
HUNGARIAN ACADEMY  
OF SCIENCES, BUDAPEST**



**Distribution:**

**KULTURA**  
Budapest 62, POB. 149



*A* Budapesti Műszaki Egyetem Periodica Polytechnica címen idegen nyelvű tudományos folyóiratot indított. A folyóirat három sorozatban — vegyészeti, villamossági, valamint gépész- és általános mérnöki sorozatban — jelenik meg, évente négyszer, sorozatonként egy-egy kötetben. Az egyes kötetek terjedelme 14—18 ív.

A Periodica Polytechnicában megjelenő tanulmányok szerzői az Egyetem tanári karából és tudományos dolgozóiból kerülnek ki. Főszerkesztő Dr. Csűrös Zoltán egyetemi tanár, akadémikus.

A folyóirat előfizetési ára sorozatonként és kötetenként 50,— Ft. Megrendelhető az Akadémiai Kiadónál (Budapest 62, Postafiók 440. NB. egyszámlaszám: 05-915-111-44), a külföld számára pedig a Kultúra Könyv és Hírlap Külkereskedelmi Vállalatnál (Bp. 62, Postafiók 149. NB. egyszámlaszám: 43-790-057-181), illetve a vállalat külföldi képviselőinél és bizományosainál.

## I N D E X

EISLER, J.: Some Problems of the Dimensioning of Electrical Insulation in Inhomogeneous Fields .....	1
KARÁDY, G.: Einfaches Berechnungsverfahren zur Bestimmung der bei Stoßspannungen auftretenden Beanspruchungen in Transformatoren aus ungleichartigen Spulen .....	15
BAKAY, Á.—SZÜCS, L.: Verfahren zur künstlichen Kühlung der Kühlluft von elektrischen Generatoren .....	39
Book Review—Buchbesprechung .....	47